



**Cláudio César
Machado Cardoso**

**Comportamento ao corte e à torção de
compósitos**

Dissertação apresentada à Universidade de Aveiro para cumprimento dos requisitos necessários à obtenção do grau de Mestre em Engenharia Mecânica, realizada sob a orientação científica dos Professores Alfredo Manuel Balacó de Moraes e António Manuel de Bastos Pereira do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Aveiro.

o júri

Presidente

Prof. Doutor Francisco José Malheiro Queirós de Melo

Professor Associado do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Aveiro

Vogais

Prof. Doutor Rui Jorge Sousa Costa de Miranda Guedes

Professor Auxiliar da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto
(arguente)

Prof. Doutor Alfredo Manuel Balacó de Moraes

Professor Associado do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Aveiro
(orientador)

Prof. Doutor António Manuel de Bastos Pereira

Professor Auxiliar do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Aveiro
(co-orientador)

Agradecimentos

ao Professor Alfredo Manuel Balacó de Moraes, pela sua orientação, pelo profissionalismo imposto e pelas minuciosas revisões ao longo do trabalho. Um “último” Muito Obrigado pelo tempo disponibilizado.

ao Professor António Manuel de Bastos Pereira, pela total disponibilidade, mesmo em horários pós-laborais e épocas de férias, pela partilha de conhecimentos e incansável supervisão durante a execução dos ensaios.

à minha família, em especial à minha *Mãe*.

ao *Torga*.

Palavras-chave

Laminados compósitos, ensaios de corte, ensaios de torção, simulações numéricas

Resumo

O conhecimento do comportamento ao corte da camada dos laminados compósitos é essencial para o projecto com estes materiais, cujas aplicações estruturais têm vindo a aumentar significativamente. A revisão do estado do conhecimento na caracterização do comportamento ao corte revela que, apesar do número considerável de ensaios normalizados existentes, nenhum é universalmente aceite, tendo todos eles limitações relevantes. Neste trabalho recorreu-se a ensaios de tracção de laminados $[\pm 45^\circ]_n$ e a ensaios de torção de laminados unidireccionais $[0^\circ]_n$ para caracterizar o comportamento ao corte da camada de um material carbono/epóxico.

Nos ensaios de tracção de laminados $[\pm 45^\circ]_n$ verificaram-se dificuldades na obtenção do módulo de corte devido à zona linear inicial ser muito limitada, facto que esteve na base de uma dispersão estatística apreciável. De resto, observou-se o fenómeno típico de encruamento artificial induzido pela rotação das camadas. Por seu turno, as resistências ao corte, calculadas de acordo com as normas actuais a 5 % de deformação de corte, revelaram-se muito consistentes.

O ensaio de torção mereceu especial atenção neste trabalho, tendo sido objecto de um estudo numérico inicial no intuito de definir dimensões do provete que permitissem estimar não apenas o módulo de corte, mas também a resistência ao corte. Os valores do módulo de corte revelaram-se cerca de 10 % inferiores aos medidos nos ensaios de tracção de laminados $[\pm 45^\circ]_n$, mas a dispersão estatística foi muito inferior. Face às limitações da teoria da torção em lidar com o comportamento não-linear observado, realizaram-se simulações com modelos de elementos finitos de placas isotrópicas com uma aproximação elasto-plástica de von Mises. Conseguiram-se boas aproximações às curvas carga-deslocamento experimentais, tendo estas análises indicado valores de tensões e deformações de rotura que dão uma visão mais realista do comportamento ao corte da camada.

Keywords

Laminated composites, shear tests, torsion tests, numerical simulations

Abstract

The ply shear stress-strain behavior is essential for the design of laminated composites structures, which have found increasing applications. The state-of-the-art review shows that several standard test methods are available to measure the ply shear stress-strain behavior, however, none of those tests is widely accepted and all tests have significant limitations. In this work tensile tests on $[\pm 45^\circ]_n$ laminates and torsion tests on $[0^\circ]_n$ unidirectionals were employed to characterize the ply shear stress-strain behavior of a carbon/epoxy material.

In tensile tests on $[\pm 45^\circ]_n$ laminates there were significant difficulties in obtaining the shear modulus because of the very limited initial linear elastic region. This resulted in considerable scatter. The artificial strain hardening associated with ply rotation was observed. Shear strengths, computed according to existing standards at 5 % shear deformation, were, in turn, quite consistent.

The torsion test received special attention in this work. A numerical study was first conducted in order to define a specimen geometry that provided estimates of both shear modulus and shear strength. Measured shear moduli were about 10 % lower than those obtained in tensile tests on $[\pm 45^\circ]_n$ laminates, but scatter was much lower. Due to the limitations of torsion theory in dealing with the non-linear behavior observed, finite element models of isotropic plates and elastic-plastic von Mises yielding were performed. Good approximations to experimental load-displacement curves were obtained. Moreover, these analyses gave a more realistic view of the ply shear stress-strain behavior.

Índice

Capítulo 1. INTRODUÇÃO	1
1.1. Características gerais dos laminados compósitos - breve referência.....	1
1.2. Ensaio de tracção de laminados [± 45]	3
1.3. Ensaio de tracção de laminados unidireccionais a 10°	4
1.4. Ensaio de corte em calha (<i>rail shear</i>)	5
1.5. Ensaio Iosipescu (ou <i>V-notched beam test</i>).....	6
1.6. Ensaio de corte em calha de provetes entalhados “V-notched rail shear”	7
1.8. Ensaio de torção de placas	11
1.9. Ensaio de torção de tubos de paredes finas.....	12
1.10. Conclusão e definição dos objectivos do trabalho.....	12
Capítulo 2. ANÁLISE DO ENSAIO DE TORÇÃO DE PLACAS	13
Capítulo 3. PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS	27
3.1. Preparação dos provetes.....	27
3.2. Descrição dos ensaios	27
3.3. Tratamento de Dados	30
Capítulo 4. RESULTADOS EXPERIMENTAIS	31
4.1. Ensaios de tracção de provetes [± 45]	31
4.2. Ensaios de torção	35
Capítulo 5. REANÁLISE DO ENSAIO DE TORÇÃO	39
Capítulo 6. CONCLUSÕES.....	45
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	47

Capítulo 1. INTRODUÇÃO

1.1. Características gerais dos laminados compósitos - breve referência

Um material compósito pode ser definido como uma combinação macroscópica de dois ou mais materiais distintos, tendo uma interface reconhecível entre eles. No entanto, dado que os compósitos são frequentemente utilizados pelas suas propriedades estruturais, a definição pode ser restringida de modo a incluir apenas materiais que contenham um reforço (tal como fibras ou partículas) suportado por um material envolvente (matriz) [Reinhart 1988]. Distinguem-se diversos tipos de compósitos quanto à natureza do reforço (fibras longas, fibras curtas, partículas, etc.), matriz (polimérica, metálica, cerâmica, etc.), processo de fabrico, etc. Os laminados compósitos de elevado desempenho são, em geral, de matriz polimérica reforçada com fibras longas de alta resistência. Entre as fibras mais usadas encontram-se as fibras de vidro, carbono e aramida. As matrizes são quase sempre poliméricas devido fundamentalmente à baixa densidade e à facilidade de processamento.

Os laminados compósitos são frequentemente constituídos por camadas reforçadas por fibras unidireccionais. A resistência e a rigidez na direcção das fibras, dita longitudinal (figura 1.1) são extremamente elevadas. As propriedades transversais e de corte são, todavia, bastante modestas, pois são em grande medida determinadas pela matriz. De forma a evitar esta forte anisotropia, os laminados contêm quase sempre camadas de diferentes orientações.

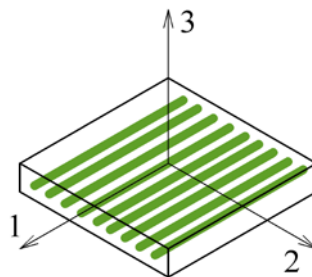


Figura 1.1. Eixos principais da camada unidireccional de fibras contínuas: 1 – direcção das fibras; 2 – direcção transversal no plano médio; 3 – direcção da espessura da camada.

De facto, são inúmeras as possibilidades de fabrico de laminados, uma vez que é possível variar o número, o conjunto de orientações e a sequência de empilhamento das camadas que os constituem. Podem ainda fazer-se os chamados laminados híbridos, que contêm camadas reforçadas por diferentes fibras. Há portanto um grande número de variáveis de projecto que permitem adaptar os laminados às solicitações a que estarão sujeitos. Esta é uma importante vantagem dos laminados compósitos em relação aos tradicionais materiais isotrópicos. Contudo, a complexidade do comportamento mecânico, hoje ainda com aspectos mal conhecidos, levanta por vezes problemas na caracterização e no projecto [Gibson 2007, Hodgkinson 2000, Moura e outros 2008].

Há portanto grande interesse em dispor de ensaios mecânicos de amostras que caracterizem o material no quadro de leis constitutivas gerais, permitindo assim a extrapolação para o comportamento dos componentes. Nesse sentido, opta-se normalmente por caracterizar tipos particulares de compósitos, nomeadamente os unidireccionais, sendo o comportamento geral dos laminados obtido por aplicação de teorias dos laminados [Moura e outros 2008]. Para esse efeito foram já desenvolvidos e objecto de normalização vários ensaios. Não obstante, subsistem dificuldades em alguns tipos de ensaios que podem colocar em causa os resultados obtidos. Tais dificuldades manifestam-se nos ensaios de corte no plano da camada (figura 1.1), cujos objectivos principais são a medição do módulo de corte G_{12} e da resistência τ_{u12} , e que são objecto deste trabalho. De seguida é feita uma revisão dos ensaios de corte de compósitos mais utilizados.

1.2. Ensaio de tracção de laminados [± 45]

Este ensaio foi adoptado pelas normas ISO 14129 e ASTM D3518, sendo o provete idêntico em ambos os casos (figura 1.2).

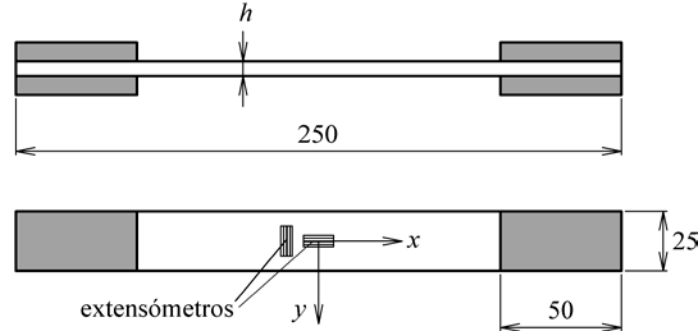


Figura 1.2. Geometria do provete de tracção [± 45]. Habitualmente $h = 2$ mm [Moura e outros 2008].

A aplicação da Teoria Clássica dos Laminados (TCL) permite mostrar que, neste ensaio, as camadas estão sob tensões de corte [Hodgkinson 2000]

$$\tau_{12} = \frac{\sigma_x}{2} \quad (1.1)$$

enquanto que a deformação de corte pode ser obtida através de

$$\gamma_{12} = \varepsilon_x - \varepsilon_y \quad (1.2)$$

o que exige colocação de extensómetros nas direcções longitudinal (x) e transversal (y).

Dickson e outros (1995) realizaram este e ensaios de tracção de provetes a 10° (ver 1.3) e Iosipescu (ver 1.4) em laminados carbono/epóxico. Concluíram que os valores de G_{12} medidos neste ensaio eram os que permitiam obter melhores previsões dos módulos à tracção de vários laminados a partir da TCL. A revisão de trabalhos feita por Hodgkinson (2000) mostra que este ensaio permite medir de forma expedita e rigorosa G_{12} . Além disso, é relativamente fácil de realizar e não exige dispositivos especiais.

Todavia, a validade da resistência ao corte medida é discutível, dado que as camadas não estão sob corte puro. De facto, actuam nas camadas tensões σ_1 e σ_2 da mesma ordem de grandeza de τ_{12} . Além disso, há um processo gradual de rotura relativamente complexo, que envolve deformações plásticas, formação de fissuras transversais e de delaminagens. As deformações máximas no ensaio são geralmente bastantes elevadas, com um aumento de tensões que se pode explicar parcialmente pelo efeito das rotações das camadas (figura 1.3).

Daí que a norma ISO 14129 defina a tensão de rotura a uma deformação $\gamma_{12} = 5\%$. Estudos experimentais apresentados por Hodgkinson (2000) mostraram que este ensaio pode sobrestimar significativamente a tensão de rotura ao corte relativamente a outros métodos.

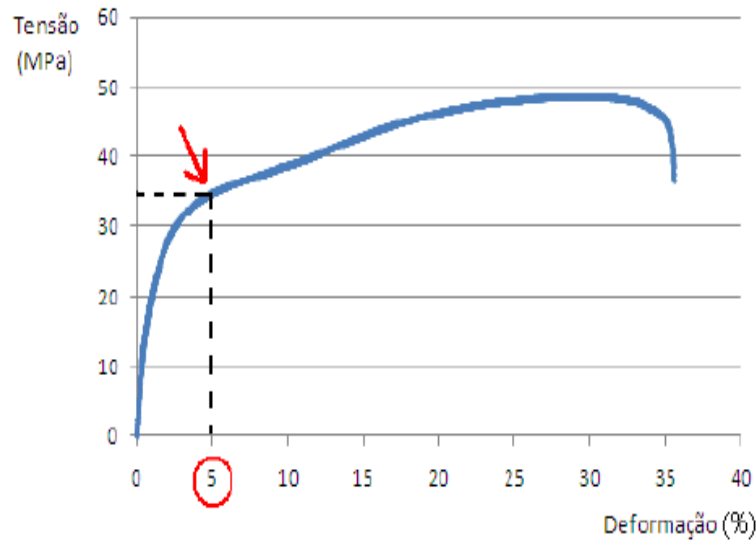


Figura 1.3. Curva tensão-deformação típica medida num ensaio de tracção de provetes vidro/epóxico do tipo $[\pm 45^\circ]$ [Neves 2009].

1.3. Ensaio de tracção de laminados unidireccionais a 10°

O provete deste ensaio é um laminado unidireccional com as camadas orientadas a 10° em relação ao eixo de carregamento x . De facto, a TCL mostra que é a valores próximos deste ângulo que existe um acoplamento máximo tracção-corte [Hodgkinson 2000, Moura e outros 2008], isto é, tensões de tracção geram deformações de corte máximas. A deformação de corte γ_{12} pode ser obtida a partir das deformações medidas em três direcções, usando, por exemplo, rosetas de extensómetros (figura 1.4).

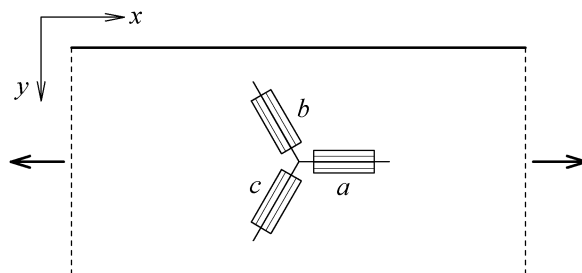


Figura 1.4. Roseta de extensómetros aplicada a provetes de tracção [Moura e outros 2008].

Este método não exige qualquer dispositivo especial e é considerado adequado para medir o módulo de corte G_{12} [Hodgkinson 2000]. Porém, os constrangimentos às deformações de corte nos topos têm efeitos significativos, que são minimizados se o provete tiver uma elevada relação comprimento/largura [Dickson e outros 1995]. Além disso, este ensaio [Hodgkinson 2000]:

- é bastante sensível a erros de orientação no corte dos provetes e na colocação da roseta de extensómetros;
- gera um estado de tensão que não é de corte puro;
- é susceptível de roturas prematuras junto aos inserts devido aos constrangimentos das amarras às deformações de corte.

Como consequência, este método tende a subestimar a tensão e deformação de rotura. Não obstante, alguns trabalhos indicam que se obtêm resultados satisfatórios desde que se ensaiem bastantes provetes e que se usem modelos elasto-plásticos na análise dos resultados [Odegard e Kumosa 2000].

1.4. Ensaio de corte em calha (*rail shear*)

Este ensaio está definido na norma ASTM D 4255 (figura 1.5). Aplica-se, em princípio, a laminados unidireccionais dos tipos $[0]_n$ e $[90]_n$ para medir G_{12} e τ_{u12} , exigindo extensómetros a 45° com as calhas [Hodgkinson 2000, Hussain e Adams 2004]. As cargas são transmitidas aos laminados através de ligações aparafusadas susceptíveis de escorregamento e esmagamento localizados que podem provocar rotura prematura. Na realidade, é difícil evitar a formação de fissuras transversais a partir dos furos [Hodgkinson 2000, Hussain e Adams 2004].



Figura 1.5. Ensaio de corte em calha [Hussain e Adams 2004].

Hussain e Adams (2004) estudaram o ensaio de corte em calha dupla em vários materiais, configurações de provetes e sequências de empilhamento. Os referidos autores concluíram

que o uso de insertos colados nos provetes do tipo $[0]_n$ permitia obter melhores resistências. Todavia, as resistências mais elevadas eram medidas com laminados do tipo $[0/90]$. Hussain e Adams (2004) explicaram esse facto com a menor anisotropia dos laminados $[0/90]$, que evitava dano prematuro junto às calhas. Não obstante, os provetes não estão sujeitos a corte puro [Adams e outros 2003, Hodgkinson 2000].

1.5. Ensaio Iosipescu (ou *V-notched beam test*)

Este ensaio, previsto pela norma ASTM D 5379, utiliza um provete duplamente entalhado sujeito a cargas nos bordos que fazem com que os momentos flectores provenientes dos dois lados se anulem na zona central (figura 1.6). Os entalhes reduzem a secção para que a rotura se dê na zona central.

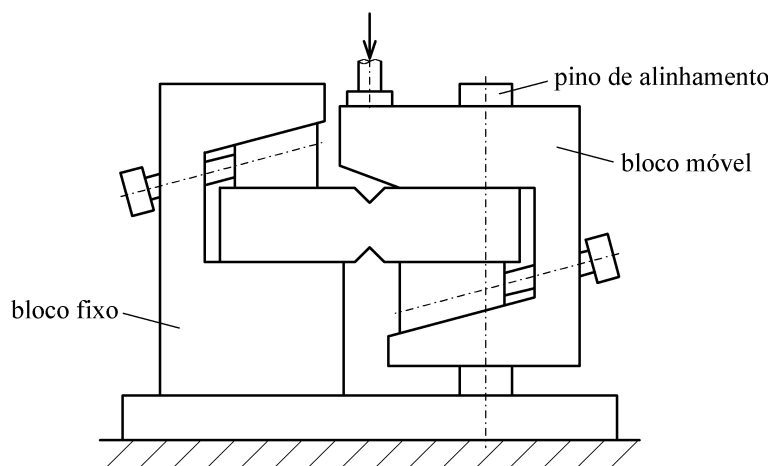


Figura 1.6. Representação do ensaio Iosipescu [Moura e outros 2008].

Em princípio, para obter G_{12} e τ_{u12} dever-se-ia usar provetes $[0^\circ]_n$ e $[90^\circ]_n$. O módulo de corte pode ser calculado a partir de deformações medidas por extensómetros colados na zona entre entalhes a 45° e a -45° [Hodgkinson 2000]. Na realidade, os resultados experimentais obtidos são geralmente diferentes. Nos provetes $[0^\circ]_n$ é vulgar a formação prematura de fissuras transversais que se iniciam a partir das raízes dos entalhes (figura 1.7a) devido à concentração de tensões. Esta é assim bastante aliviada, permitindo a formação gradual de mais fissuras na zona central, o que se traduz em curvas τ - γ não-lineares. Os provetes $[90^\circ]_n$ são menos afectados pela concentração de tensões, mas a rotura dá-se de forma brusca entre os entalhes (figura 1.7b) a tensões bastante baixas, como resultado de tensões transversais de tracção espúrias junto aos entalhes.

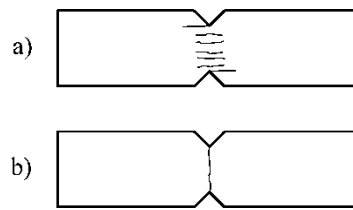


Figura 1.7. Modos de rotura no ensaio Iosipescu de provetes a) $[0^\circ]_n$ e b) $[90^\circ]_n$ [Moura e outros 2008].

De facto, várias análises por Elementos Finitos [Pierron e Vautrin 1997, Odegard e Kumosa 2000] demonstraram que não há corte puro nem tensões de corte uniformes. Além disso, este ensaio exige um comprimento entre entalhes relativamente pequeno para evitar esmagamento dos bordos e deformações de flexão e torção do provete.

Estudos experimentais apresentados em [Hodgkinson 2000] mostraram que os módulos de corte medidos no ensaio Iosipescu eram claramente inferiores aos obtidos nos ensaios de tracção de provetes $[\pm 45^\circ]$ e de corte em calha. Quanto à resistência, análises por Elementos Finitos de Pierron e Vautrin (1997) demonstraram que o desenvolvimento inicial das fendas a partir das raízes dos entalhes proporcionava o aparecimento de um estado de tensão uniforme, mas não de corte puro. Logo, a resistência ao corte tinha de ser inferida a partir de um critério de rotura, como o critério de Tsai-Wu. Por seu turno, Odegard e Kumosa (2000) concluíram que as tensões e deformações de rotura no ensaio de tracção a 10° eram muito próximas das tensões e deformações do início do dano intralaminar perto das raízes dos entalhes do provete de Iosipescu. Todavia, a resistência ao corte só podia ser determinada a partir de análises não-lineares de Elementos Finitos de provetes não fissurados e fissurados na raiz dos entalhes. Isto exigia a monitorização deste modo de dano durante o ensaio. Logo, Odegard e Kumosa (2000) consideraram o ensaio Iosipescu pouco adequado para medir a resistência ao corte.

1.6. Ensaio de corte em calha de provetes entalhados “V-notched rail shear”

Este ensaio, definido pela norma ASTM D 7078, também recorre a um provete entalhado, mas a carga é transmitida por corte (figura 1.8). Isto permite usar provetes mais finos e maiores distâncias entre entalhes do que o ensaio Iosipescu [Adams e outros 2003]. Todavia, há o risco de escorregamento nas ligações por atrito.

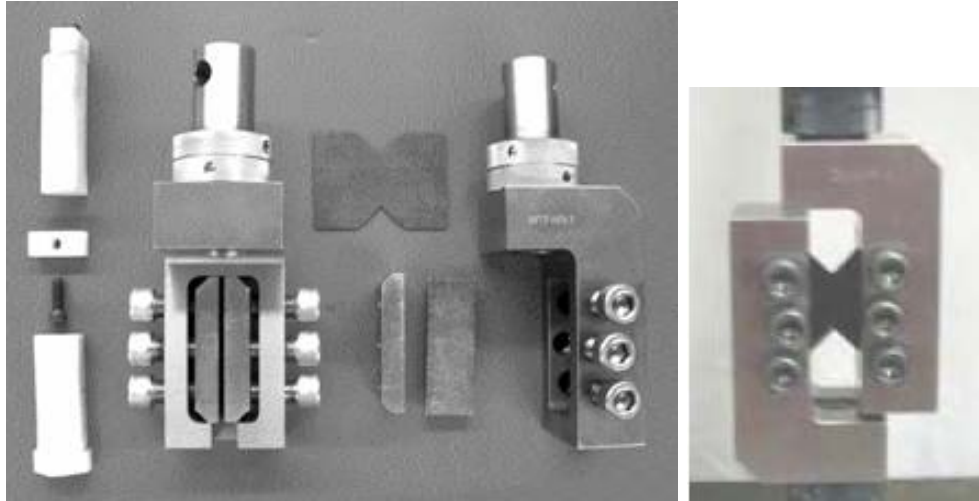


Figura 1.8. Dispositivos e provete do ensaio “V-notched rail shear” [Wyoming Test Fixtures, Inc. 2011].

Adams e outros (2003) realizaram um estudo pormenorizado deste ensaio, que foi comparado com os ensaios de corte em calha e Iosipescu. Análises por Elementos Finitos revelaram que os entalhes permitiam tornar mais uniforme o estado de tensão de corte e reduzir as tensões normais. Face aos resultados numéricos e experimentais, Adams e outros (2003) recomendaram o recurso a este ensaio com provetes do tipo $[0^\circ/90^\circ]$. Todavia, neste ensaio verifica-se um acréscimo significativo da tensão após cedência inicial (figura 1.9), o que se deve às rotações das fibras das camadas a 0° (figura 1.10) [Totry e outros 2010]. Daí que a norma ASTM D 7078 estipule que a tensão de rotura seja definida a uma deformação de 5 %.

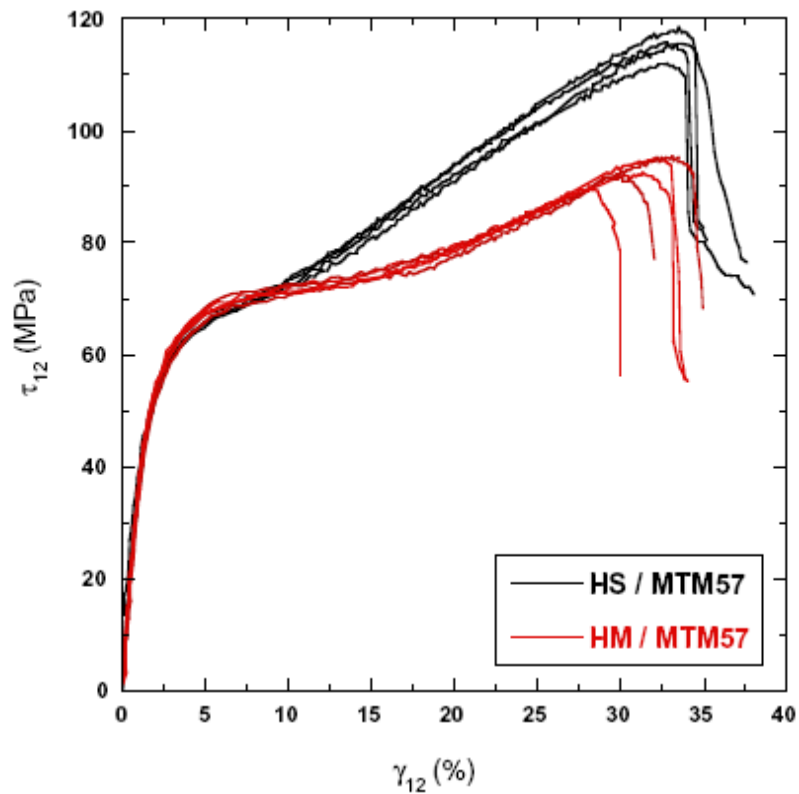


Figura 1.9. Curvas tensão-deformação medidas em ensaios “V-notched rail shear” de provetes $[0^\circ/90^\circ]_{3s}$ de dois materiais carbono/epóxico [Totry e outros 2010].

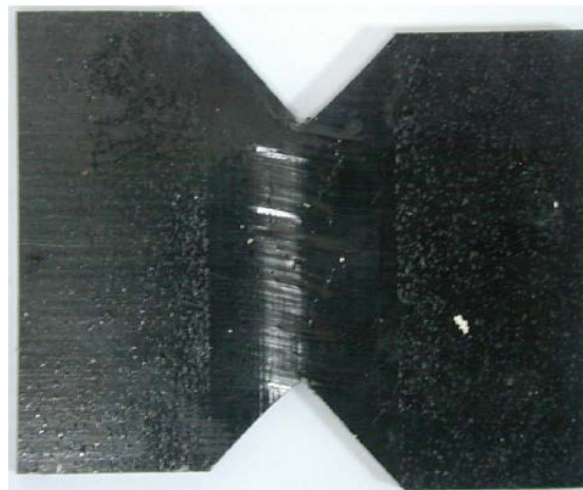


Figura 1.10. Fotografia pós-ensaio de um provete “V-notched rail shear” $[0^\circ/90^\circ]_{3s}$ [Totry e outros 2010].

Totry e outros (2010) realizaram simulações numéricas à escala micromecânica que mostraram as diferentes respostas tensão-deformação das camadas a 0° e a 90° (figura 1.11). Logo, a curva experimental dos laminados $[0^\circ/90^\circ]$ é uma média das curvas das referidas camadas.

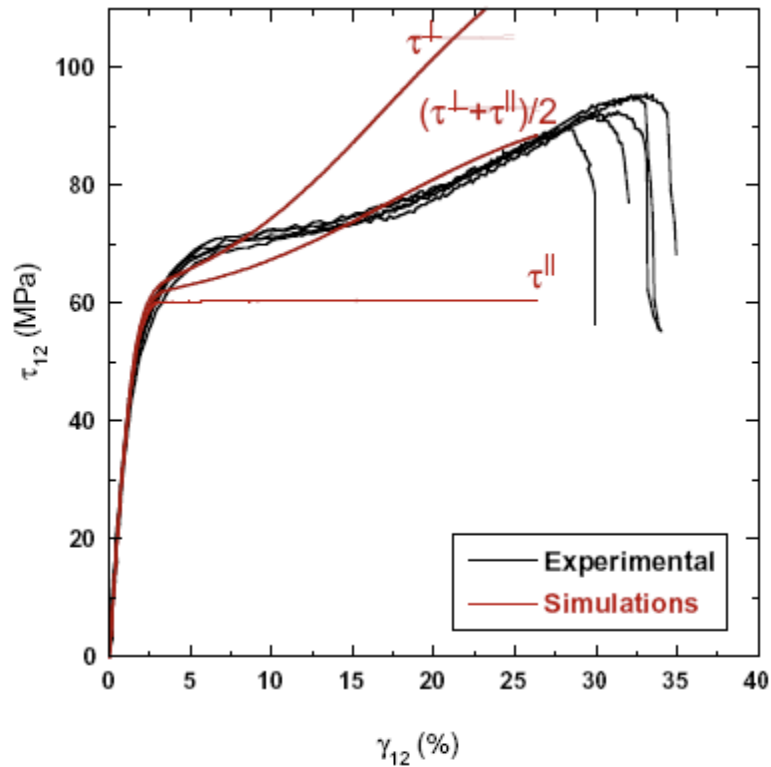


Figura 1.11. Curvas tensão-deformação previstas por modelos micromecânicos para as camadas a 0° (τ^\perp) e a 90° (τ^\parallel), e para o laminado $[0^\circ/90^\circ]_{3ss}$, comparadas com curvas experimentais [Totry e outros 2010].

1.7. Ensaio “Combined loading shear (CLS)”

Este ensaio foi proposto por Adams (2010) e combina os modos de carregamento dos ensaios Iosipescu e “V-notched rail shear” (figura 1.12) de modo a minimizar a possibilidade de escorregamento nas ligações neste último.



Figura 1.12. Amarras de transmissão de carga do ensaio “Combined loading shear” [Adams 2010].

1.8. Ensaio de torção de placas

Neste ensaio o provete é uma placa rectangular apoiada em dois pontos de uma diagonal e sujeita a cargas aplicadas em dois pontos da diagonal oposta (figura 1.13).

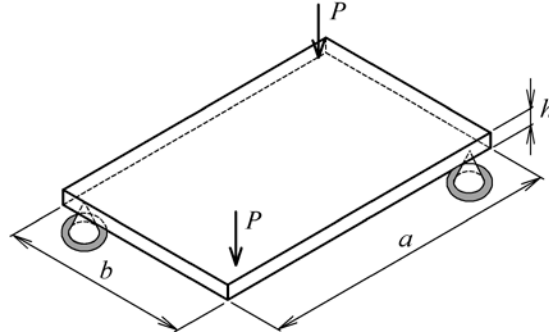


Figura 1.13. Ensaio de torção de placas [Moura e outros 2008].

Aplica-se a laminados unidireccionais $[0]_n$ e $[90]_n$ e permite a obtenção expedita de G_{12} através da Teoria da Torção de placas de espessura fina [Hodgkinson 2000]

$$G_{12} = K \frac{3Pab}{2\delta h^3} \quad (1.3)$$

onde δ é o deslocamento dos pontos de carregamento e K é um factor de correcção para o facto dos pontos de suporte e de carregamento não coincidirem com vértices da placa. A norma ISO 15310 especifica $a = b = 150$ mm e $h \leq a/35$, de modo a evitar tensões de corte transversal. Nestas condições [Hodgkinson 2000],

$$K = 3r^2 - 2r - 2(1 - r^2) \ln(1 - r) \quad (1.4)$$

sendo r o rácio entre a distância apoio-ponto de carga L e a diagonal. A norma ISO 15310 recomenda $L = 0.95a$. Davalos e outros (2002) realizaram ensaios em vários tipos de placas de vidro/vinilester pultrudidas, tendo aplicado teorias de torção que têm em conta tensões de corte transversal. Os referidos autores mostraram a fiabilidade dos valores medidos para o módulo de corte no plano G_{12} , e que, usando amostras de diferentes orientações e espessuras, se poderia também medir o módulo de corte “fora-do-plano” G_{13} .

Este ensaio é fácil de realizar e não necessita de extensómetros. Todavia, existe um gradiente de tensões de corte através da espessura que não permite a medição da resistência ao corte [Hodgkinson 2000].

1.9. Ensaio de torção de tubos de paredes finas

Apesar de ser teoricamente uma boa solução para caracterizar o comportamento ao corte, os processos de fabrico de materiais compósitos nem sempre são apropriados para obter tubos. Logo, o recurso a técnicas como o enrolamento filamentar ou a pultrusão poderia resultar em provetes de representatividade duvidosa.

1.10. Conclusão e definição dos objectivos do trabalho

A revisão bibliográfica realizada permitiu identificar os principais ensaios de corte actualmente existentes e as suas vantagens e limitações. Apesar de alguns dos ensaios estarem normalizados, nenhum é universalmente aceite como sendo a melhor solução para caracterizar o comportamento tensão-deformação ao corte da camada. Em geral, os ensaios dão resultados satisfatórios para o módulo de corte G_{12} , mas a validade dos valores da resistência τ_{u12} é objecto de controvérsia. De facto, muitos ensaios não permitem obter corte puro, enquanto que noutros se verificam fenómenos que aumentam artificialmente as tensões. Além disso, a análise correcta dos resultados de alguns ensaios parece necessitar de métodos numéricos elaborados.

Nestas circunstâncias, procurou-se neste trabalho estudar em maior profundidade o ensaio de torção de placas, que é um ensaio simples ao nível do dispositivo e da instrumentação necessária. Apesar do gradiente de tensões de corte na direcção da espessura, considerou-se a possibilidade de obter uma medida da resistência ao corte τ_{u12} , ainda que conservadora por ser mais sensível a eventuais defeitos superficiais. Não obstante, o ensaio de torção permite gerar zonas bastante amplas em que as tensões são muito próximas do valor máximo. Além disso, a torção é um carregamento de grande relevância estrutural.

Por conseguinte, efectuou-se um estudo numérico e experimental do ensaio de torção. Para efeitos de comparação, realizaram-se também ensaios de tracção de laminados do tipo $[\pm 45^\circ]$.

Capítulo 2. ANÁLISE DO ENSAIO DE TORÇÃO DE PLACAS

O objectivo desta componente do trabalho era definir a geometria do provete para os ensaios de torção que garantisse os seguintes requisitos:

- possibilidade de medir a resistência ao corte sem não-linearidade geométrica acentuada;
- aplicabilidade das equações da Teoria da Torção no tratamento de dados.

Como se viu na revisão bibliográfica, o ensaio de torção previsto pela norma ISO 15310 só contempla a medição do módulo. Para minimizar o efeito do corte transversal e aumentar a representatividade do provete, a referida norma especifica uma placa quadrada com comprimento e largura elevadas e espessura relativamente fina. Era desde logo evidente que estas dimensões não seriam compatíveis com o primeiro requisito. Portanto, após alguns trabalhos preliminares, optou-se por uma placa quadrada com dimensões $a = b = 60$, $c = d = 50$ (figura 2.1). Seguidamente, centrou-se a análise na espessura h , considerando valores entre 3 e 6 mm.

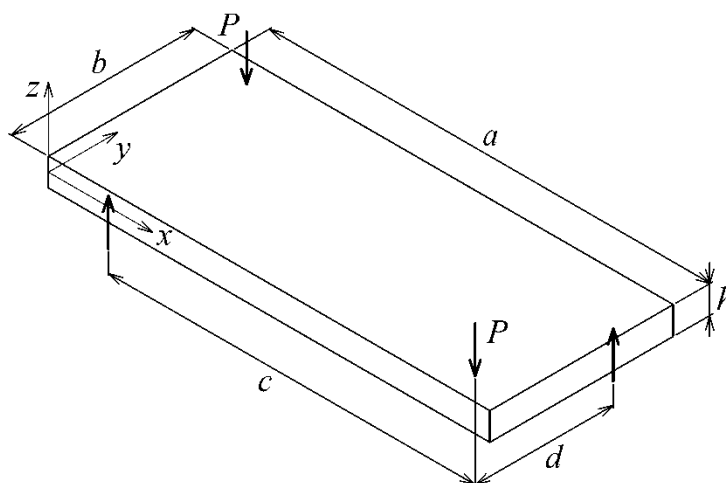


Figura 2.1. Geometria do provete para ensaios de torção.

As análises foram realizadas com o programa ABAQUS[®]. Construíram-se vários modelos com diferentes tipos de elementos tridimensionais:

- lineares de 8 nós com integração reduzida C3D8R;
- lineares de 8 nós de modos incompatíveis C3D8I;
- quadráticos de 21 a 27 nós C3D27;

incluindo diferentes níveis de refinamento de malha. Os resultados foram semelhantes, sendo que os modelos com elementos quadráticos se revelaram os mais eficientes. Em todos os casos verificou-se que se poderia evitar altos níveis de refinamento de malha junto aos pontos de carregamento ligando os nós dos elementos por “*connector elements*” do tipo CONN3D2. Estes elementos evitam o esmagamento local provocado por tensões contacto, aspecto que é difícil de modelar realisticamente e que não é de interesse para este trabalho. Portanto, não serão consideradas as tensões na zona de aplicação dos *connector elements*. Estes garantem apenas que a convergência dos resultados da curva carga-deslocamento e das tensões nas restantes regiões se atinge com níveis de refinamento relativamente modestos. Para tornar a simulação do ensaio mais realista, os pontos de carregamento e de apoio foram modelados por superfícies esféricas rígidas, tendo sido definidas superfícies de contacto nos elementos 3D do laminado (Figura 2.2). Fixaram-se as duas esferas inferiores e aplicou-se um deslocamento transversal w variável nas duas esferas superiores.

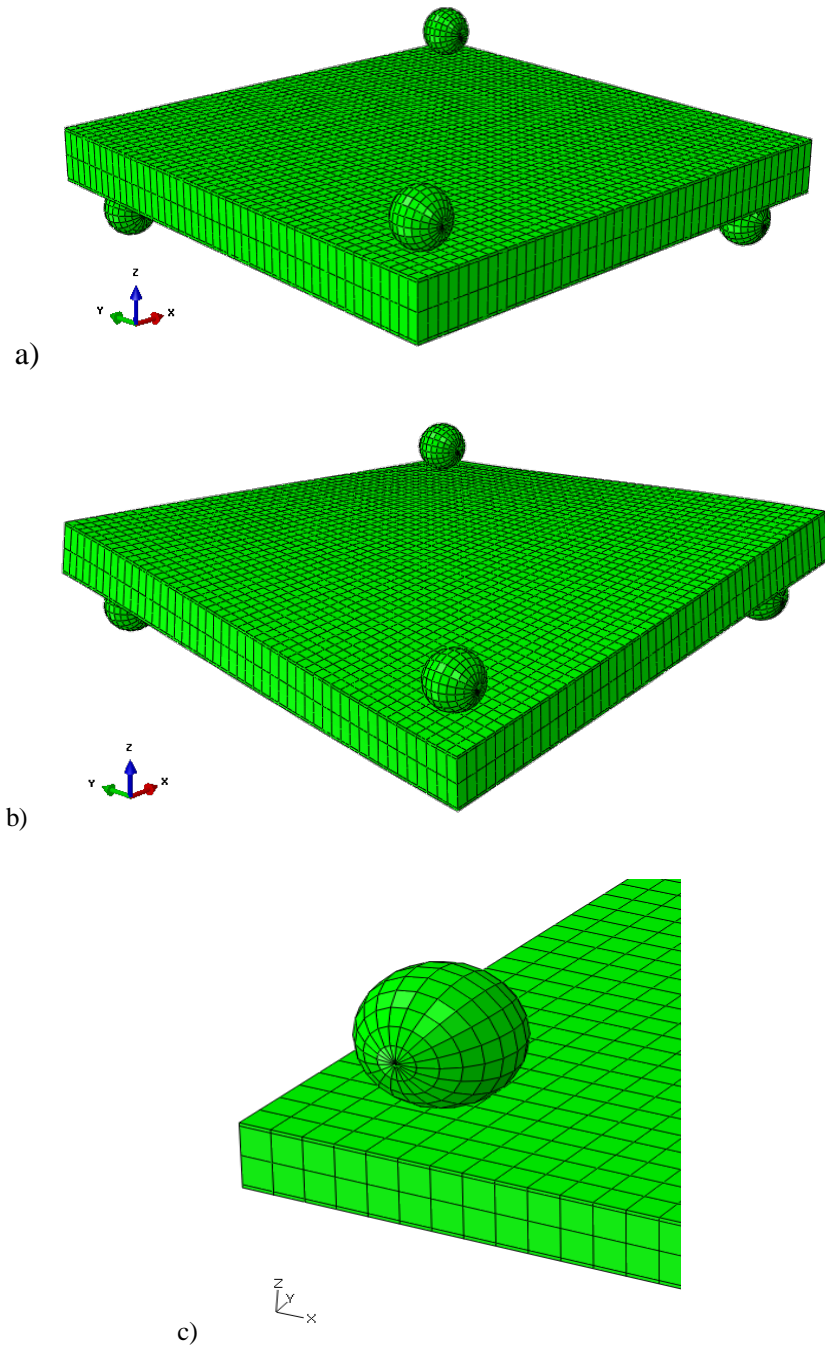


Figura 2.2. Modelo construído com elementos C3D27 e esferas rígidas nas configurações inicial (a) e deformada (b). Apresenta-se também ampliação junto a um bordo (c).

A tabela 2.1 apresenta as propriedades elásticas do laminado unidireccional, que correspondem às propriedades da camada do carbono/epóxico HS160REM fornecido pela Texipreg [Morais e Pereira 2007]. A direcção 0° do laminado correspondeu à direcção x da figura 2.1, e portanto as direcções “2” e “3” dos eixos materiais estão alinhadas com y e z , respectivamente.

Tabela 2.1. Propriedades elásticas da camada, admitida transversalmente isotrópica.

E_1 (GPa)	E_2 (GPa)	ν_{12}	ν_{23}	G_{12} (GPa)
130	8.2	0.27	0.41	4.1

Realizaram-se inicialmente simulações em regime linear impondo pequenos deslocamentos no intuito de estudar as distribuições de tensões, sobretudo das tensões de corte τ_{12} nas superfícies. Os resultados mostraram que as referidas tensões atingiam valores próximos do máximo em zonas apreciáveis das superfícies $z = \pm h/2$ das placas de $h = 3$ (figura 2.3) e de $h = 6$ mm (figura 2.4).

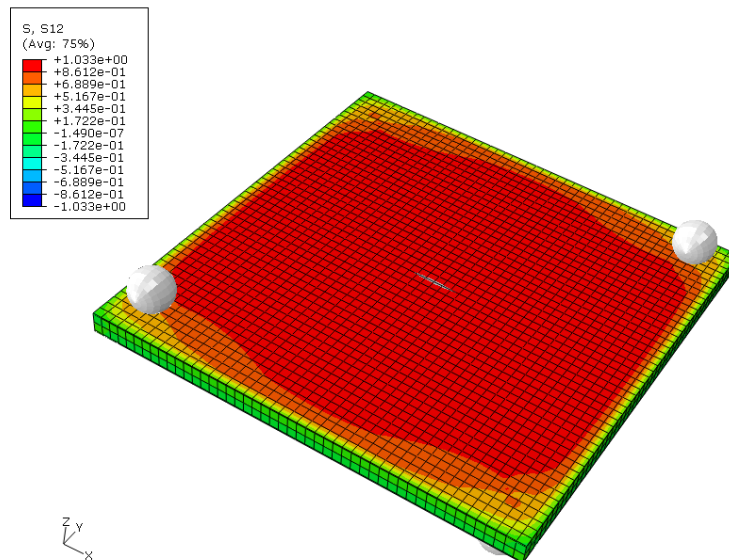


Figura 2.3. Tensões τ_{12} (MPa) no provete com $h = 3$ mm para um deslocamento $w = 0.1$ mm. A nomenclatura das tensões é a do programa ABAQUS®.

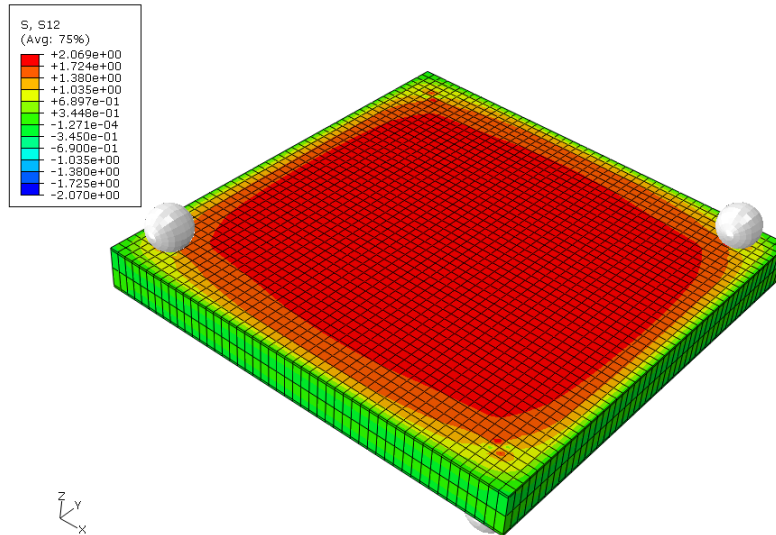


Figura 2.4. Tensões τ_{12} (MPa) no provete com $h = 6$ mm para um deslocamento $w = 0.1$ mm. A nomenclatura das tensões é a do programa ABAQUS®.

Efectuou-se também um estudo mais pormenorizado das distribuições de tensões nas superfícies $z = \pm h/2$ das placas ao longo das linhas (figura 2.1):

- $x = a/2$ e $y = b/2$ que atravessam a zona central da placa.
- $x = (a - c)/2$ e $y = (b - d)/2$ sobre os pontos de apoio e de carregamento.

As figuras 2.5 a 2.12 apresentam graficamente as referidas distribuições.

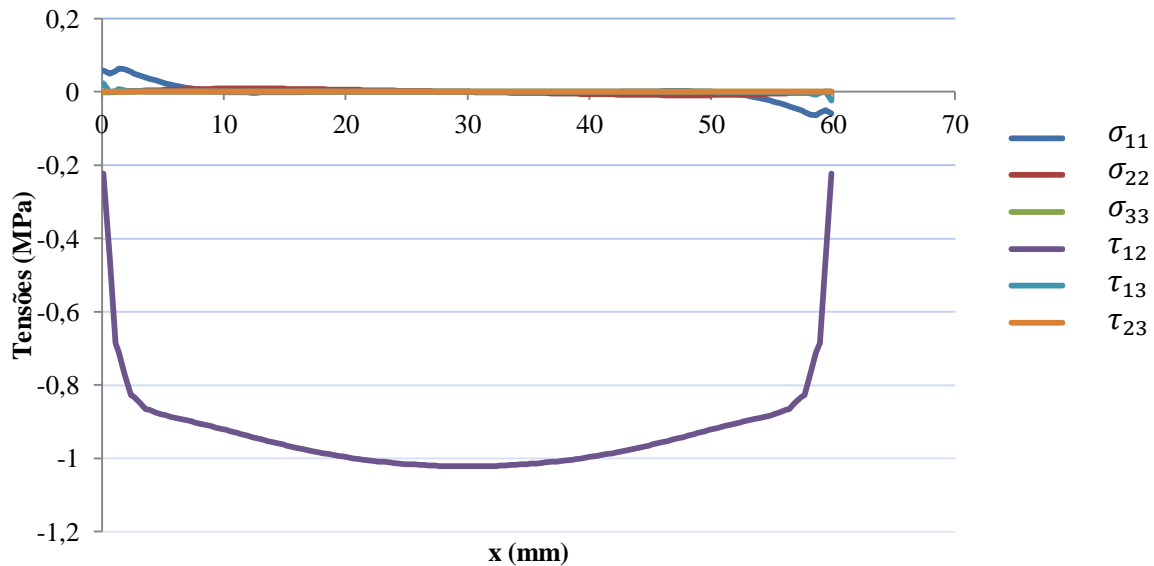


Figura 2.5. Tensões ao longo da linha $y = b/2$ (figura 2.1) à superfície $z = -h/2$ do provete com $h = 3$ mm para um deslocamento $w = 0.1$ mm.

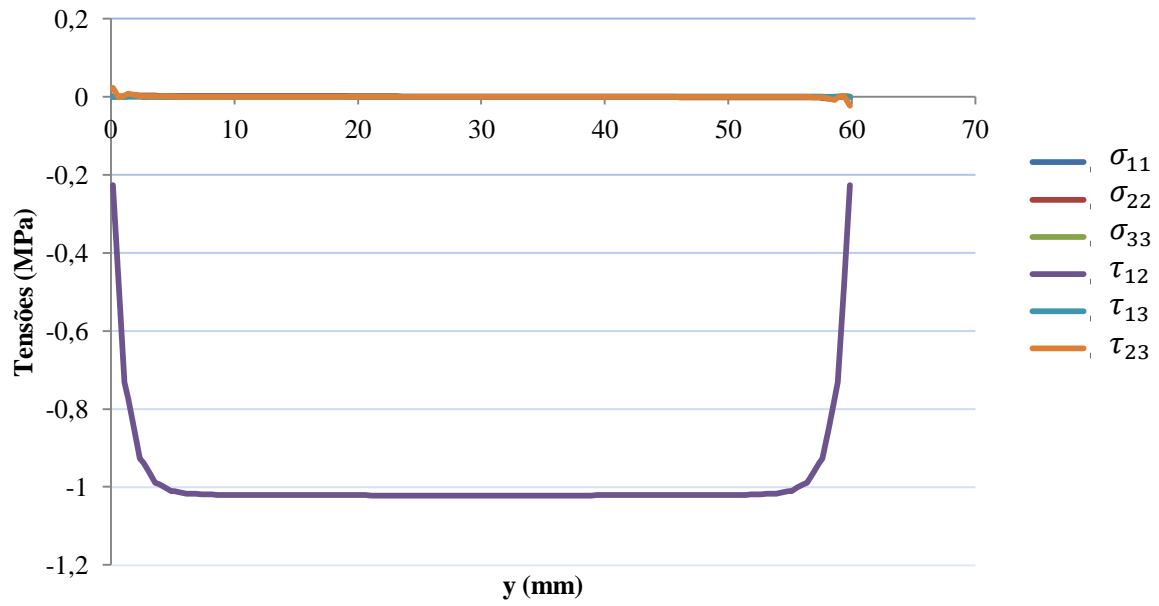


Figura 2.6. Tensões ao longo da linha $x = a/2$ (figura 2.1) à superfície $z = -h/2$ do provete com $h = 3$ mm para um deslocamento $w = 0.1$ mm.

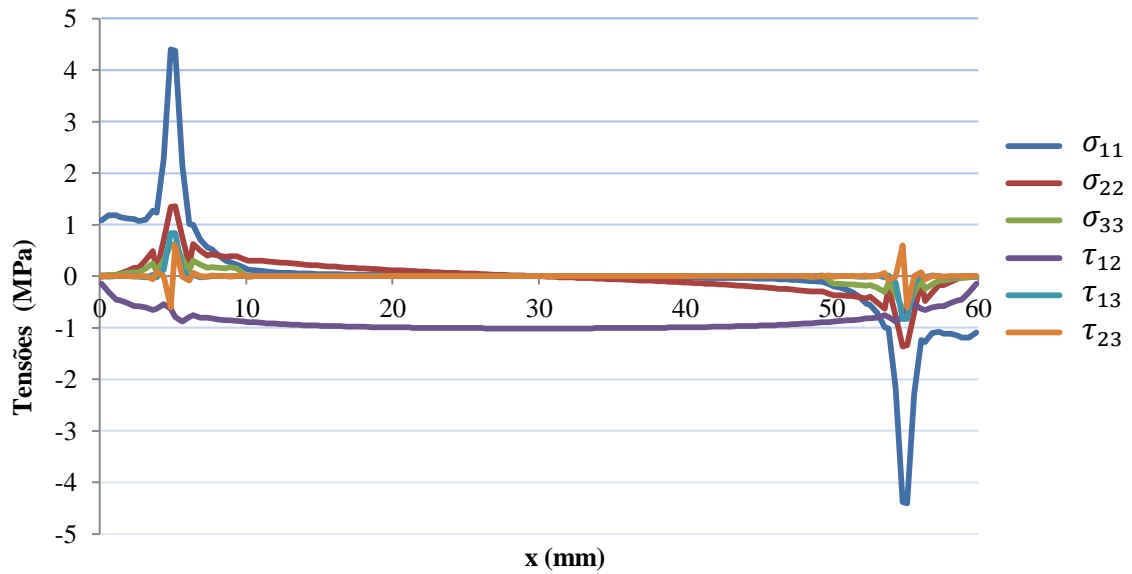


Figura 2.7. Tensões ao longo da linha $y = (b - d)/2$ (figura 2.1) à superfície $z = -h/2$ do provete com $h = 3$ mm para um deslocamento $w = 0.1$ mm.

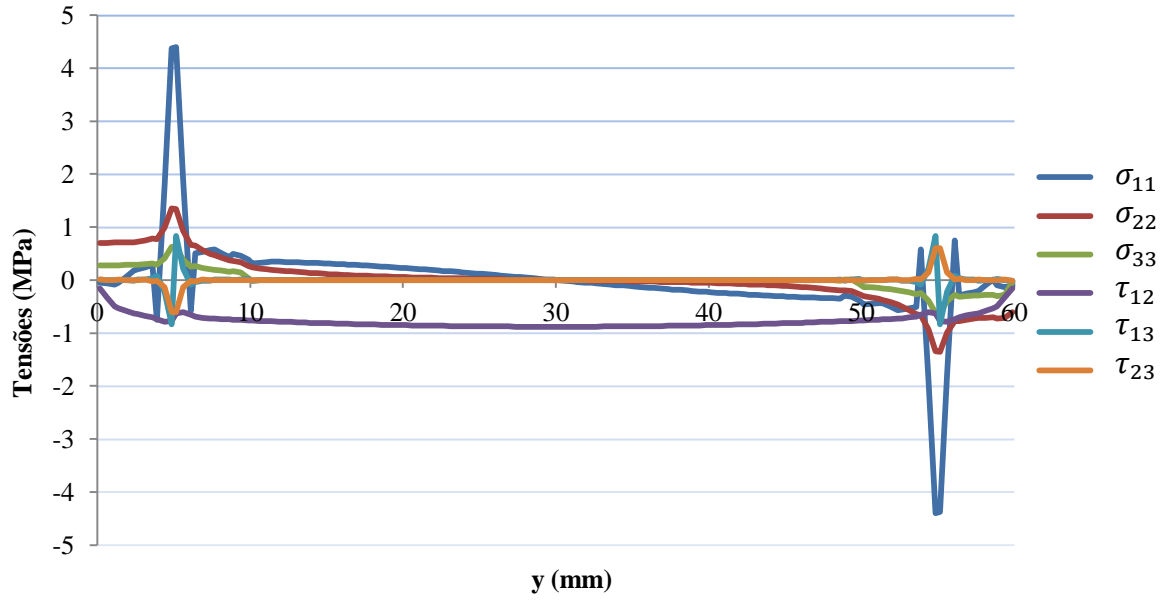


Figura 2.8. Tensões ao longo da linha $x = (a - c)/2$ (figura 2.1) à superfície $z = -h/2$ do provete com $h = 3$ mm para um deslocamento $w = 0.1$ mm.

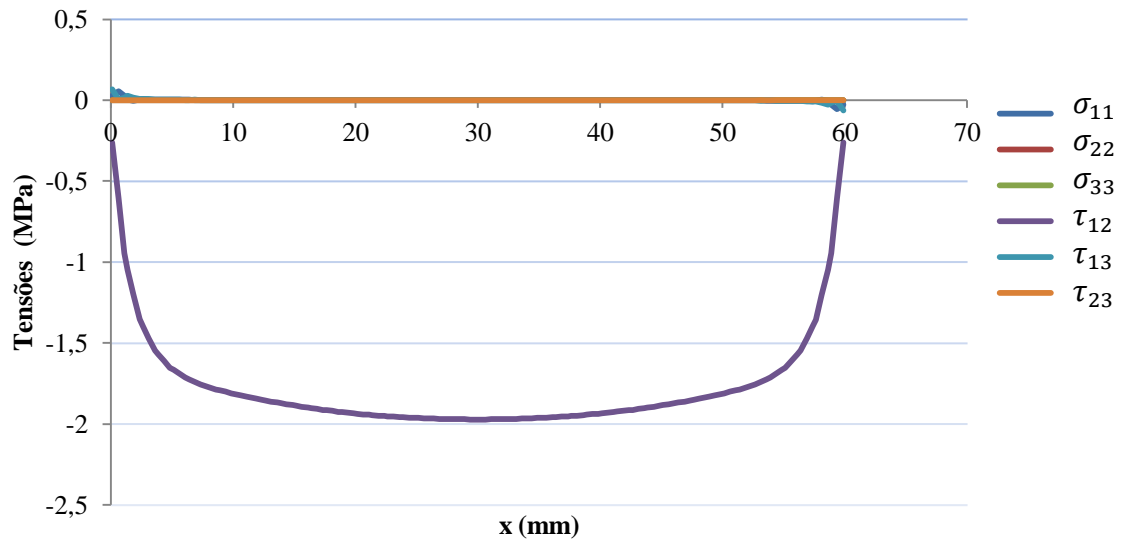


Figura 2.9. Tensões ao longo da linha $y = b/2$ (figura 2.1) à superfície $z = -h/2$ do provete com $h = 6$ mm para um deslocamento $w = 0.1$ mm.

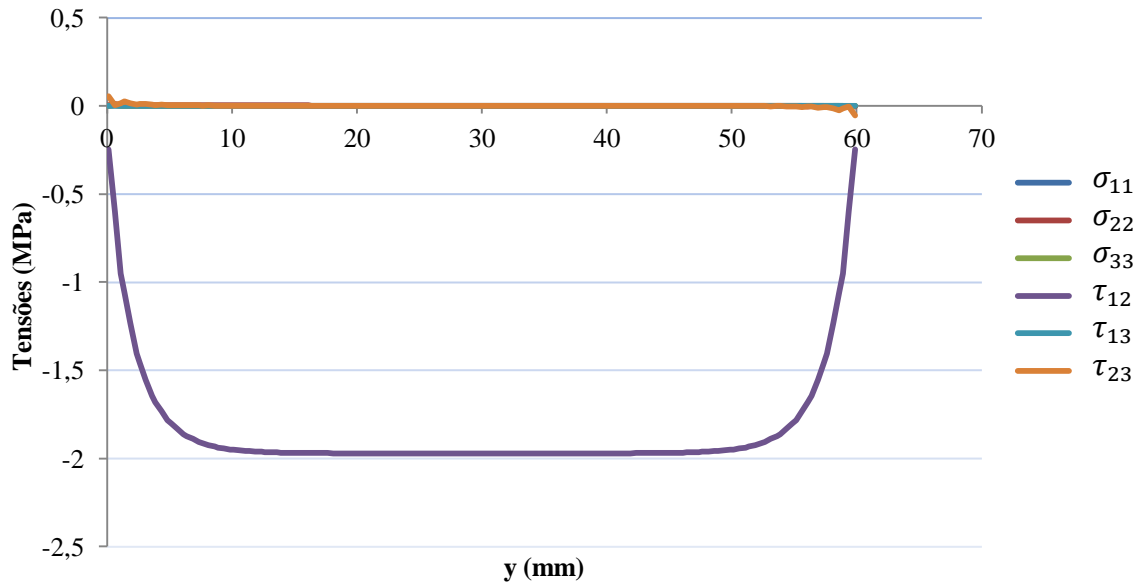


Figura 2.10. Tensões ao longo da linha $x = a/2$ (figura 2.1) à superfície $z = -h/2$ do provete com $h = 6$ mm para um deslocamento $w = 0.1$ mm.

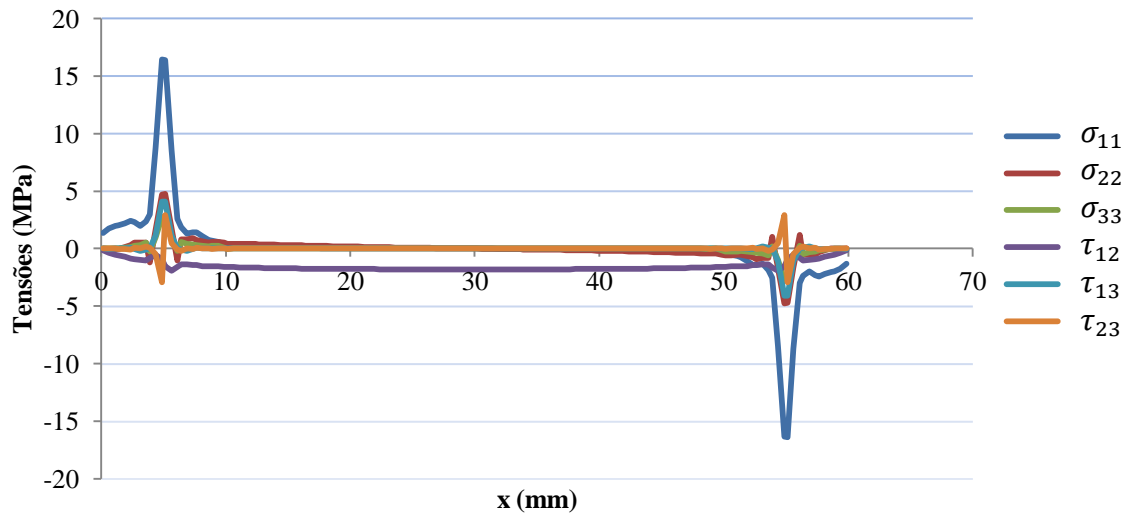


Figura 2.11. Tensões ao longo da linha $y = (b - d)/2$ (figura 2.1) à superfície $z = -h/2$ do provete com $h = 6$ mm para um deslocamento $w = 0.1$ mm.

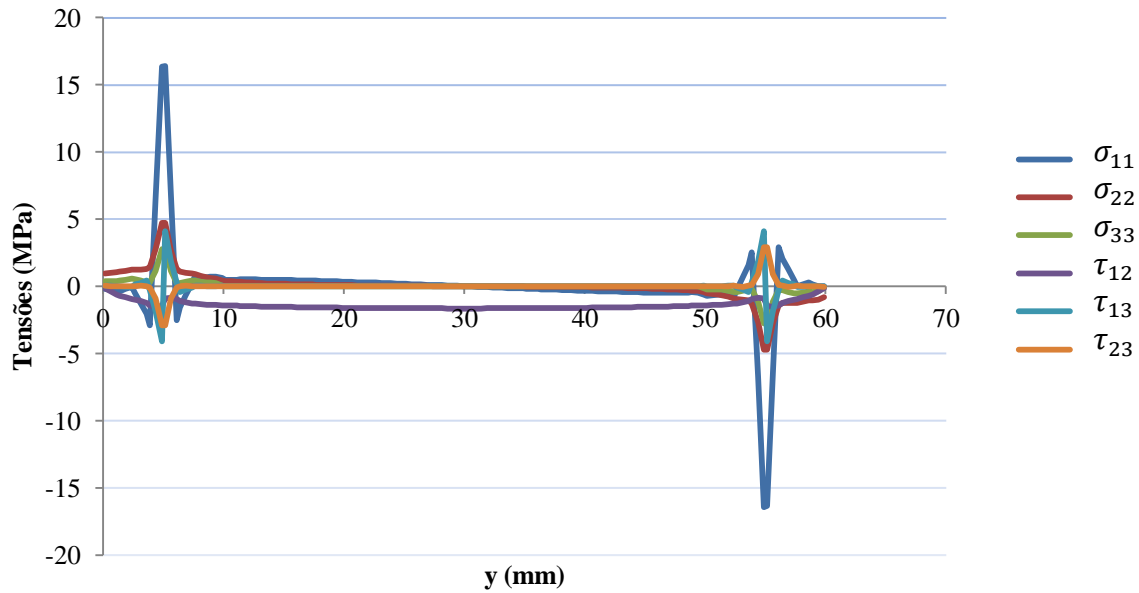


Figura 2.12. Tensões ao longo da linha $x = (a - c)/2$ (figura 2.1) à superfície $z = -h/2$ do provete com $h = 6$ mm para um deslocamento $w = 0.1$ mm.

Para os provetes de ambas as espessuras, a análise dos gráficos permitiu verificar que, em concordância com a Teoria da Torção, a tensão de corte τ_{12} é máxima ao longo das linhas $y = b/2$ das superfícies $z = \pm h/2$. Não obstante, como sugeriam as figuras 2.3 e 2.4, actuam em zonas consideráveis das referidas superfícies tensões bastantes próximas do valor máximo. Apesar dos picos de tensões, agravados artificialmente pela presença dos “*connector elements*”, τ_{12} nas linhas superficiais médias é dominante, o que indicia que provocará a rotura do provete conforme desejado. A excepção é a tensão σ_{11} , que atinge picos mais pronunciados, mas que não deverão ser problemáticos, dado que a resistência na direcção das fibras é muito elevada.

Seguidamente, realizaram-se análises com não-linearidade geométrica procurando que τ_{12} atingisse cerca de 100 MPa, valor tido como limite para a tensão de rotura ao corte do material a ensaiar. Os resultados (figura 2.13) mostraram curvas carga-deslocamento acentuadamente não-lineares para $h = 3$ mm. Optou-se portanto por provetes com $h = 6$ mm, apesar destes poderem vir a ter também alguma não-linearidade geométrica.

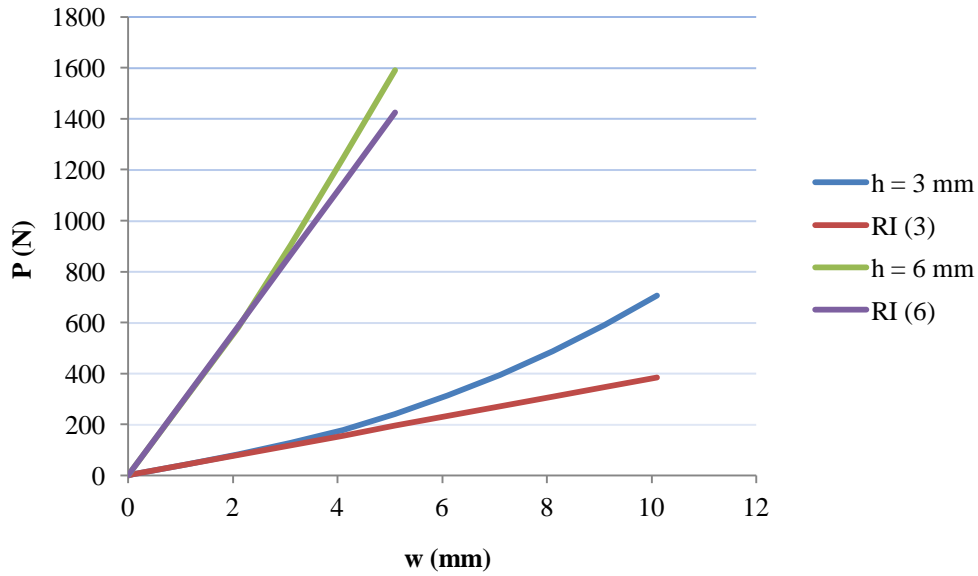


Figura 2.13. Curvas carga (P) – deslocamento (w) obtidas das simulações para as duas espessuras consideradas, incluído as linhas de rigidez inicial (RI).

Por outro lado, verificou-se que as distribuições de tensões para $h = 6$ mm e com o deslocamento máximo mantinham, no essencial, as características acima apresentadas na análise linear (figuras 2.14 a 2.17). Nas zonas afastadas dos pontos de carregamento e apoio é de assinalar apenas um aumento da tensão σ_{22} , que, porém, se mantém a níveis bastante inferiores à tensão de corte máxima (figuras 2.10 e 2.15).

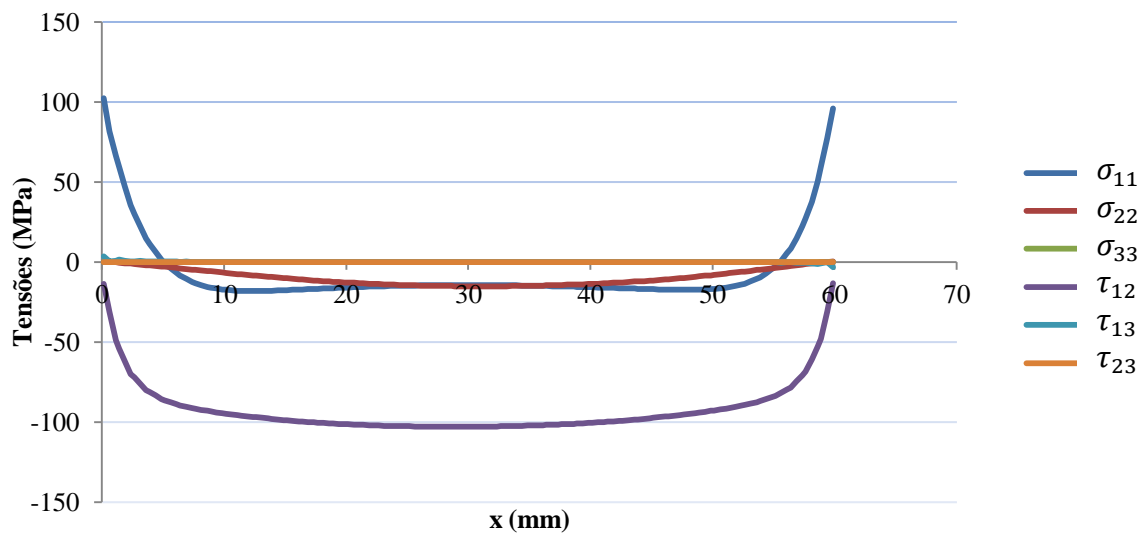


Figura 2.14. Tensões ao longo da linha $y = b/2$ (figura 2.1) à superfície $z = -h/2$ do provete com $h = 6$ mm para um deslocamento $w = 5.1$ mm.

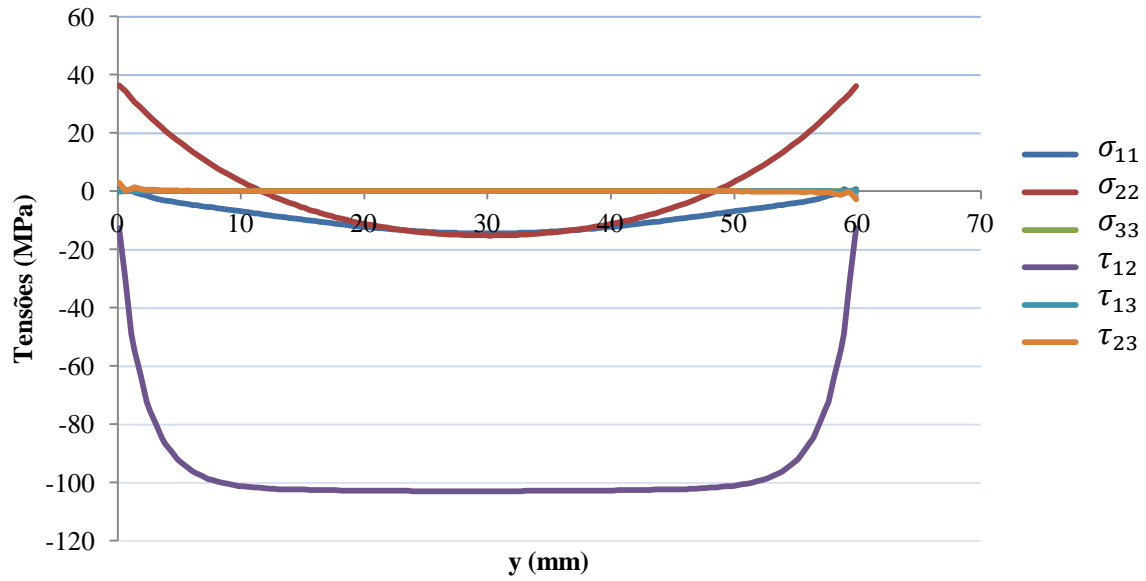


Figura 2.15. Tensões ao longo da linha $x = a/2$ (figura 2.1) à superfície $z = -h/2$ do provete com $h = 6$ mm para um deslocamento $w = 5.1$ mm.

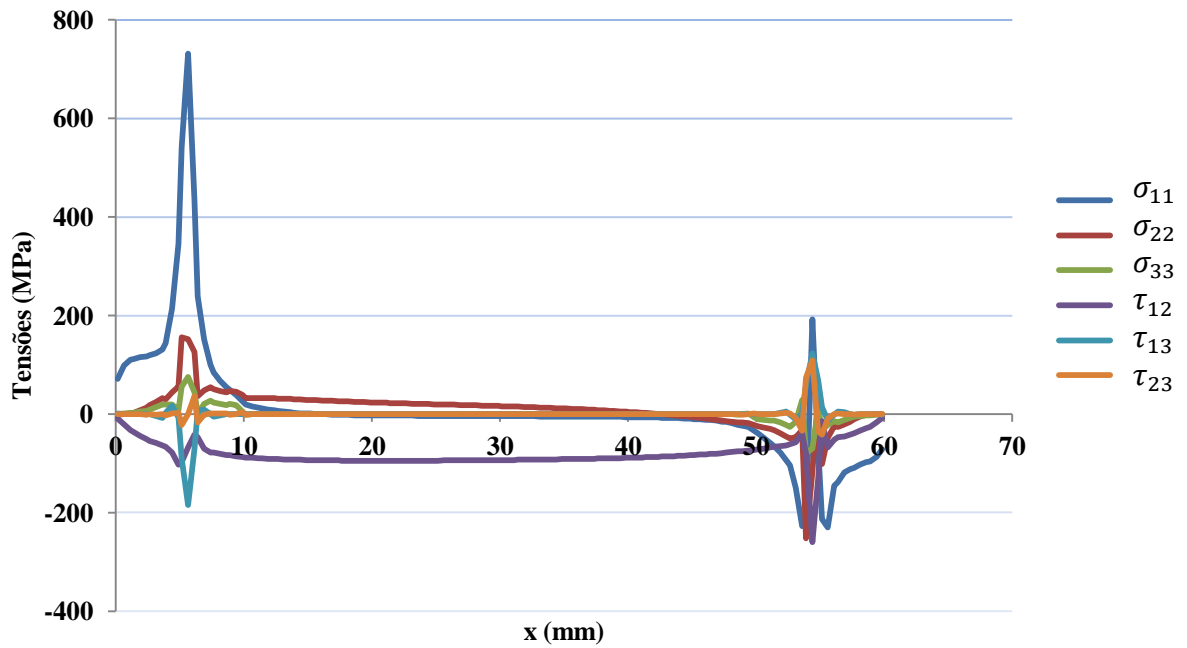


Figura 2.16. Tensões ao longo da linha $y = (b - d)/2$ (figura 2.1) à superfície $z = -h/2$ do provete com $h = 6$ mm para um deslocamento $w = 5.1$ mm.

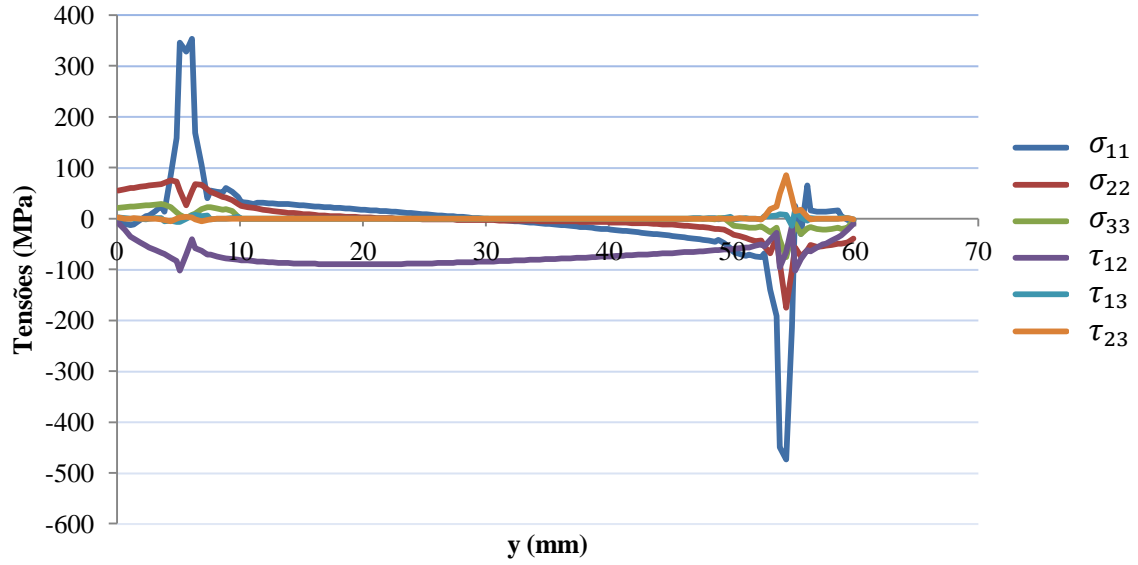


Figura 2.17. Tensões ao longo da linha $x = (a - c)/2$ (figura 2.1) à superfície $z = -h/2$ do provete com $h = 6$ mm para um deslocamento $w = 5.1$ mm.

Finalmente, restava avaliar a aplicabilidade da Teoria da Torção, que é descrita em [Timoshenko e Goodier 1970] e aplicada por [Suemasu 1999] a placas anisotrópicas. No caso das placas unidireccionais escolhidas, e como $G_{13} = G_{12}$, as expressões acabam por coincidir. As equações para a tensão de corte máxima e para o ângulo de torção podem escrever-se (figura 2.1)

$$\tau_{\max} = \frac{M_t}{k_1 b h^2} \quad (2.1)$$

$$\varphi = \frac{M_t c}{k_2 b h^3 G_{12}} \quad (2.2)$$

onde intervêm os coeficientes

$$k_1 = k_2 \left\{ 1 - \frac{8}{\pi^2} \sum_{n=1,3,5,\dots} \frac{1}{n^2 \cosh\left(\frac{n\pi t}{2t}\right)} \right\}^{-1} \quad (2.3)$$

$$k_2 = \frac{1}{3} - \frac{64t}{\pi^5 b} \sum_{n=1,3,5,\dots} \frac{1}{n^5} \tanh\left(\frac{n\pi t}{2t}\right) \quad (2.4)$$

Face à não-linearidade geométrica, avaliou-se também a possibilidade de obter a tensão de corte máxima a partir da rotação imposta. Combinando as equações (2.1) e (2.2),

$$\tau_{\max} = \frac{k_2 h G_{12} \varphi}{k_1 c} \quad (2.5)$$

onde $\varphi = 2w/d$ (figura 2.1).

Os resultados mostraram que, usando a geometria do provete e o valor de φ imposto na zona linear inicial, o momento torçor M_t calculado da equação (2.2) era subestimado em 4.90 %. Tal deve-se naturalmente ao facto do modo de carregamento não corresponder à torção ideal assumida na teoria, por exemplo, devido ao efeito da posição dos pontos de carregamento. Logo, a obtenção do módulo G_{12} a partir dos resultados experimentais teve em conta esta pequena discrepância (ver capítulo 3.3).

Por outro lado, no cálculo da tensão de corte supõe-se que as condições de torção pura são atingidas na zona central, não se aplicando portanto qualquer correcção à teoria. Como se pode ver na figura 2.18, a equação (2.5) é bastante rigorosa, enquanto que a equação (2.1) é mais sensível à não-linearidade geométrica e portanto torna-se menos rigorosa para maiores deslocamentos.

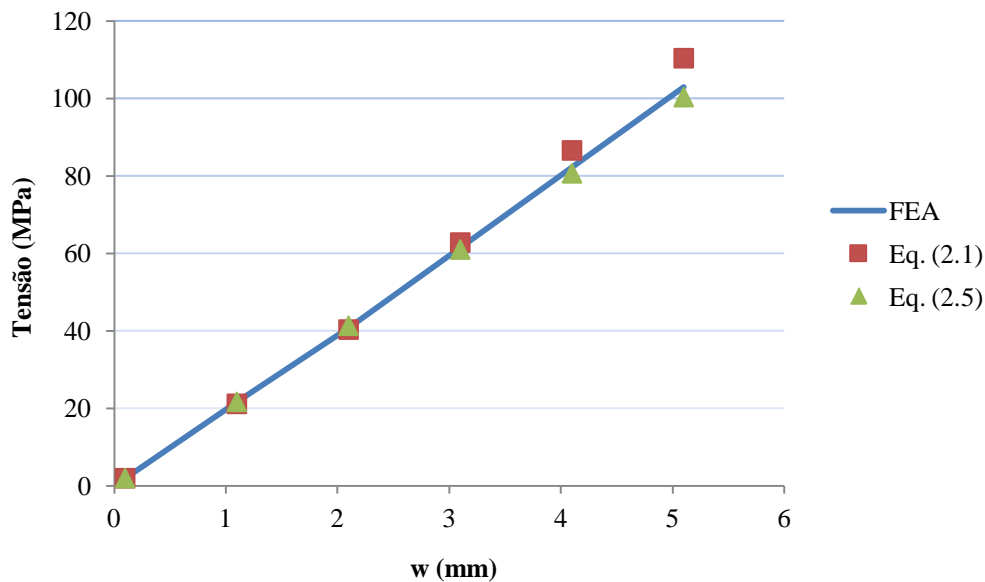


Figura 2.18. Tensão de corte máxima em função do deslocamento obtida nas simulações e prevista pela Teoria da Torção.

Face aos resultados obtidos, considerou-se a geometria escolhida para o provete de torção adequada para o estudo experimental.

Capítulo 3. PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS

3.1. Preparação dos provetes

Os provetes compósitos foram obtidos de placas laminadas no Instituto de Engenharia e Gestão Industrial (INEGI). As sequências empilhamento usadas foram $[0_{40}]$ e $[(\pm 45)_3]_s$ para os ensaios de torção e de tracção, respectivamente. As placas foram obtidas por prensagem a quente, tendo depois sido delas cortados os provetes por jacto de água. As dimensões dos provetes para ensaios de torção - $a = b = 60$, $c = d = 50$, $h = 6.0$ mm (figura 2.1) - foram definidas após a análise acima descrita. Por seu turno, adoptou-se para os provetes $[(\pm 45)_3]_s$ as dimensões nominais indicadas na figura 3.1. Nestes provetes foram colados com Araldit Standard insertos de Alumínio para aperto dos mordentes. A cura do adesivo foi efectuada em forno a 95° durante 3 horas.

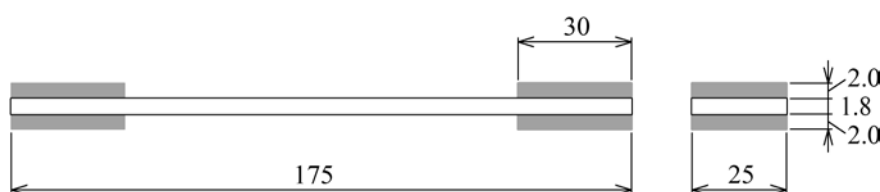


Figura 3.1. Dimensões dos provetes $[(\pm 45^\circ)_3]_s$ para ensaios de tracção.

3.2. Descrição dos ensaios

Os ensaios foram realizados na máquina ShimadzuTM AG-50 kNG com uma célula de carga de 50 kN de capacidade para os dois tipos de ensaio.

Os ensaios de tracção de provetes $[(\pm 45^\circ)_3]_s$ (figura 3.2) foram efectuados sob deslocamento imposto a 3 mm/min. Os deslocamentos axiais e transversais foram medidos com o videoextensómetro Messphysic ME 46 NG num comprimento inicial de 60 mm previamente delimitado por marcas ópticas coladas.



Figura 3.2. Fotografia de ensaio de tracção de provete $[(\pm 45^\circ)_3]_s$, incluindo detalhe de provete pós-rotura.

A figura 3.3 representa o dispositivo usado nos ensaios de torção, no qual os pontos de carregamento e suporte foram parafusos com cabeça hemisférica $\phi 6$ mm. O deslocamento do bloco superior ligado ao cabeçote da máquina foi imposto a 2 mm/min. O tratamento de dados baseou-se no referido deslocamento, tendo por isso que lhe ser descontados os efeitos da deformação do sistema de ensaio e da indentação do provete pelos parafusos. O primeiro efeito é fácil de compreender, mas o segundo não é tão intuitivo e requereu maior atenção.

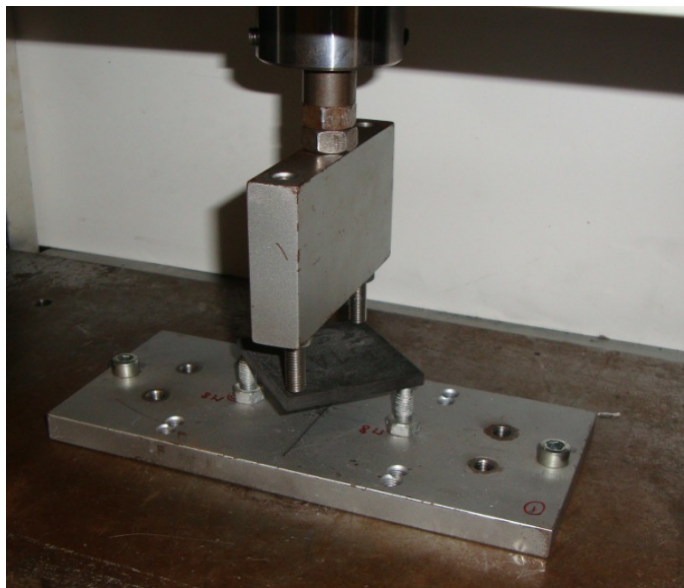


Figura 3.3. Fotografia de ensaio de torção.

Uma análise mais pormenorizada deste problema indicou que as indentações na face inferior do provete não alterariam o valor de deslocamento medido, não sendo assim necessária a sua contabilização na correcção final. Por outro lado, as indentações na face superior do provete gerariam um contributo erróneo para a torção do provete, tendo portanto de ser descontadas. Logo, antes dos ensaios de torção, realizaram-se ensaios de determinação da flexibilidade do sistema mais indentação, C_{si} , para cada um dos 6 provetes. Estes ensaios consistiram em usar o dispositivo sem os pinos inferiores (figura 3.4), colocando o provete sobre a base do dispositivo de ensaios, e procedendo ao carregamento do provete com os parafusos superiores até uma carga de 2 kN.

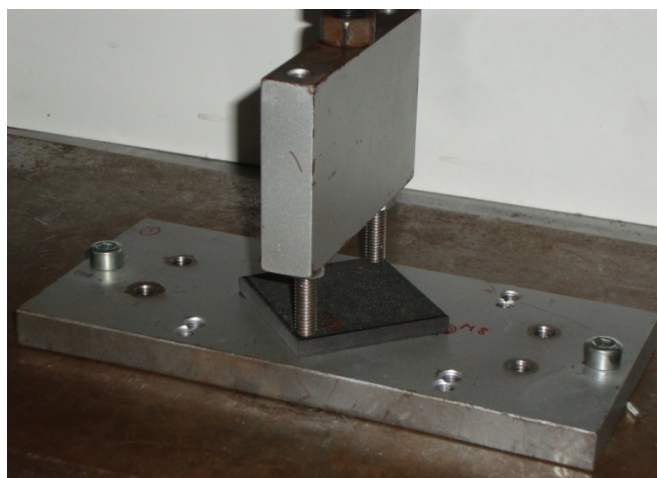


Figura 3.4. Montagem do dispositivo utilizada para a determinação da flexibilidade do sistema mais indentação.

3.3. Tratamento de Dados

O tratamento de dados dos ensaios de tracção de provetes $[(\pm 45^\circ)_3]_s$ foi realizado conforme descrito em 1.2. As curvas τ_{12} - γ_{12} foram obtidas das equações (1.1) e (1.2) a partir das cargas e deformações medidas. O módulo de corte G_{12} foi calculado definindo uma recta tangente à parte inicial da curva, excluindo efeitos da eliminação de folgas iniciais do sistema. De acordo com o estipulado nas normas (ver capítulo 1.2), tomou-se a tensão de rotura ao corte τ_{u12} para $\gamma_{12} = 5\%$, embora se tenha definido também o valor máximo τ_{M12} .

Relativamente aos ensaios de torção, os deslocamentos δ_m medidos foram convertidos em deslocamento reais descontando à flexibilidade $C_m = \delta_m/2P$ (figura 2.1) a flexibilidade do sistema mais indentação. Os deslocamentos efectivos são portanto

$$\delta = 2P(C_m - C_{si}) \quad (3.1)$$

De referir que os valores de C_{si} medidos foram baixos, mas bastante variáveis em datas diferentes de realização dos ensaios (entre 0.07 e 0.25 $\mu\text{m/N}$) devido provavelmente à variabilidade das condições de aperto do bloco de carregamento. Recorreu-se depois aos resultados dos modelos de Elementos Finitos e às expressões da Teoria da Torção (ver capítulo 2) para obter estimativas de G_{12} e de τ_{u12} respectivamente. No primeiro caso,

$$G_{12} = \frac{C_{EF}}{C_{Exp}} (G_{12})_{EF} \quad (3.2)$$

Por seu turno, atendendo a que $M_t = Pd$, $\varphi = 2\delta/d$ (figura 2.1), as estimativas da resistência ao corte usadas basearam-se nas expressões (2.1) e (2.5), isto é,

$$\tau_{12}(P) \approx \frac{Pd}{k_1 b h^2} \quad (3.3)$$

$$\tau_{12}(\delta) \approx \frac{2k_2 h G_{12} \delta}{k_1 c d} \quad (3.4)$$

sendo P e δ a carga e o deslocamento em pontos identificados no capítulo 4.2, respectivamente. Não obstante, face aos resultados obtidos, realizou-se posteriormente uma análise numérica mais rigorosa que é descrita no capítulo 5.

Capítulo 4. RESULTADOS EXPERIMENTAIS

4.1. Ensaio de tracção de provetes $[\pm 45]$

A figura 4.1 apresenta curvas tensão–deformação típicas obtidas nos ensaios à tracção de provetes $[(\pm 45^\circ)_3]_s$. As curvas têm a forma habitual já referida no capítulo 1.2, sendo de salientar:

- a zona inicial verdadeiramente linear muito limitada, como se pode ver mais claramente na figura 4.2, facto que cria dificuldades no cálculo do módulo G_{12} ;
- um primeiro patamar de tensão, onde se encontra a tensão de rotura ao corte τ_{u12} tomada a $\gamma_{12} = 5\%$;
- um encruamento posterior ao longo de deformações elevadas devido à rotação das camadas; definiu-se nesta zona a tensão máxima τ_{M12} .

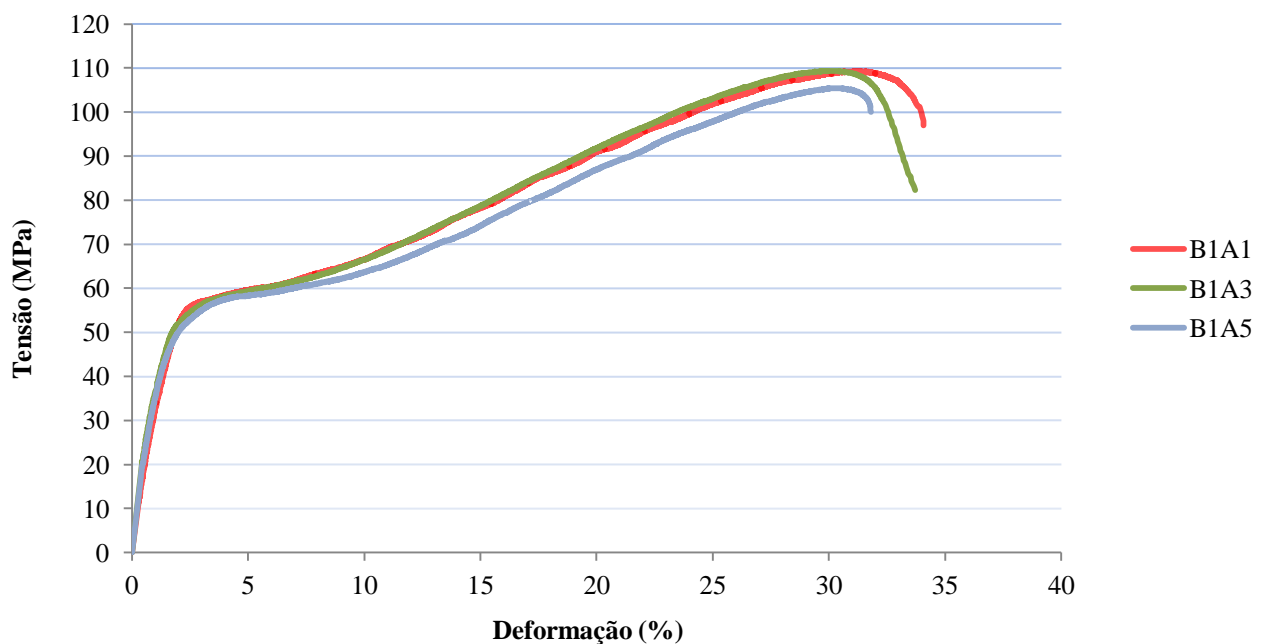


Figura 4.1. Curvas τ_{12} – γ_{12} típicas obtidas nos ensaios à tracção de provetes $[(\pm 45^\circ)_3]_s$.

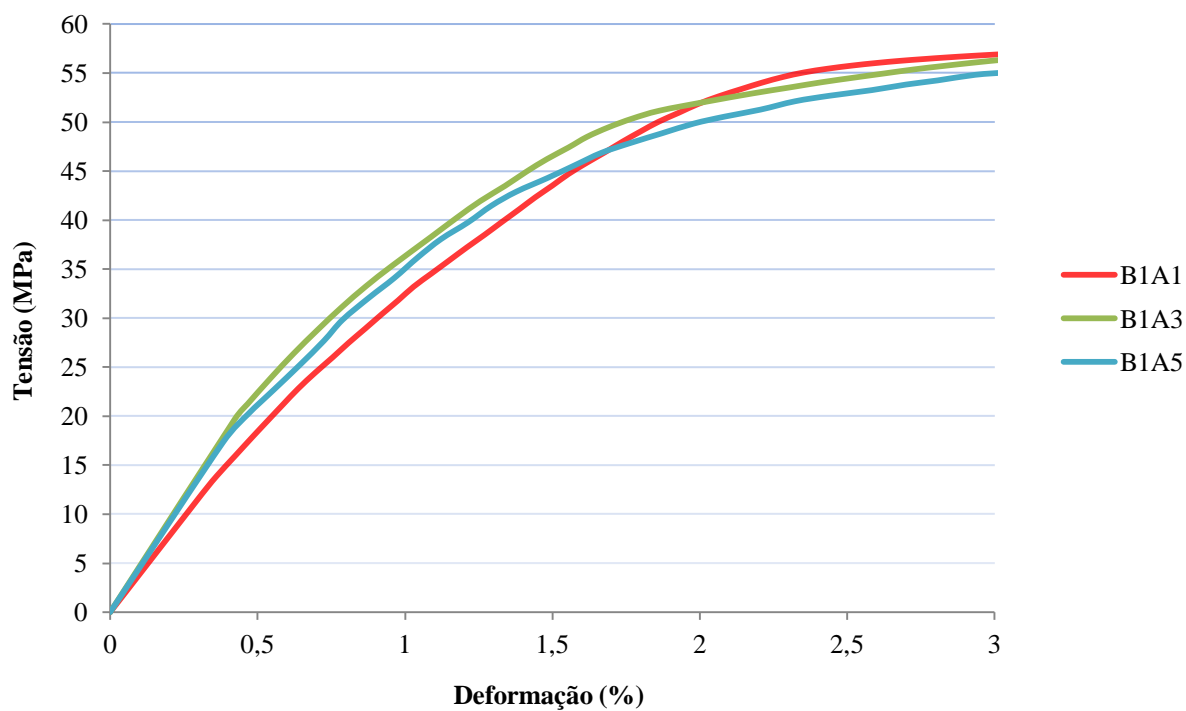


Figura 4.2. Ampliação da zona inicial das curvas $\tau_{12}-\gamma_{12}$ à tracção de provetes $[(\pm 45^\circ)_3]_s$.

A rotura dos provetes deu-se por vezes em zonas próximas dos insertos (figura 4.3). Todavia, como esse facto não teve influência significativa nas resistências medidas (tabela 4.1), não se rejeitou nenhum dos resultados.

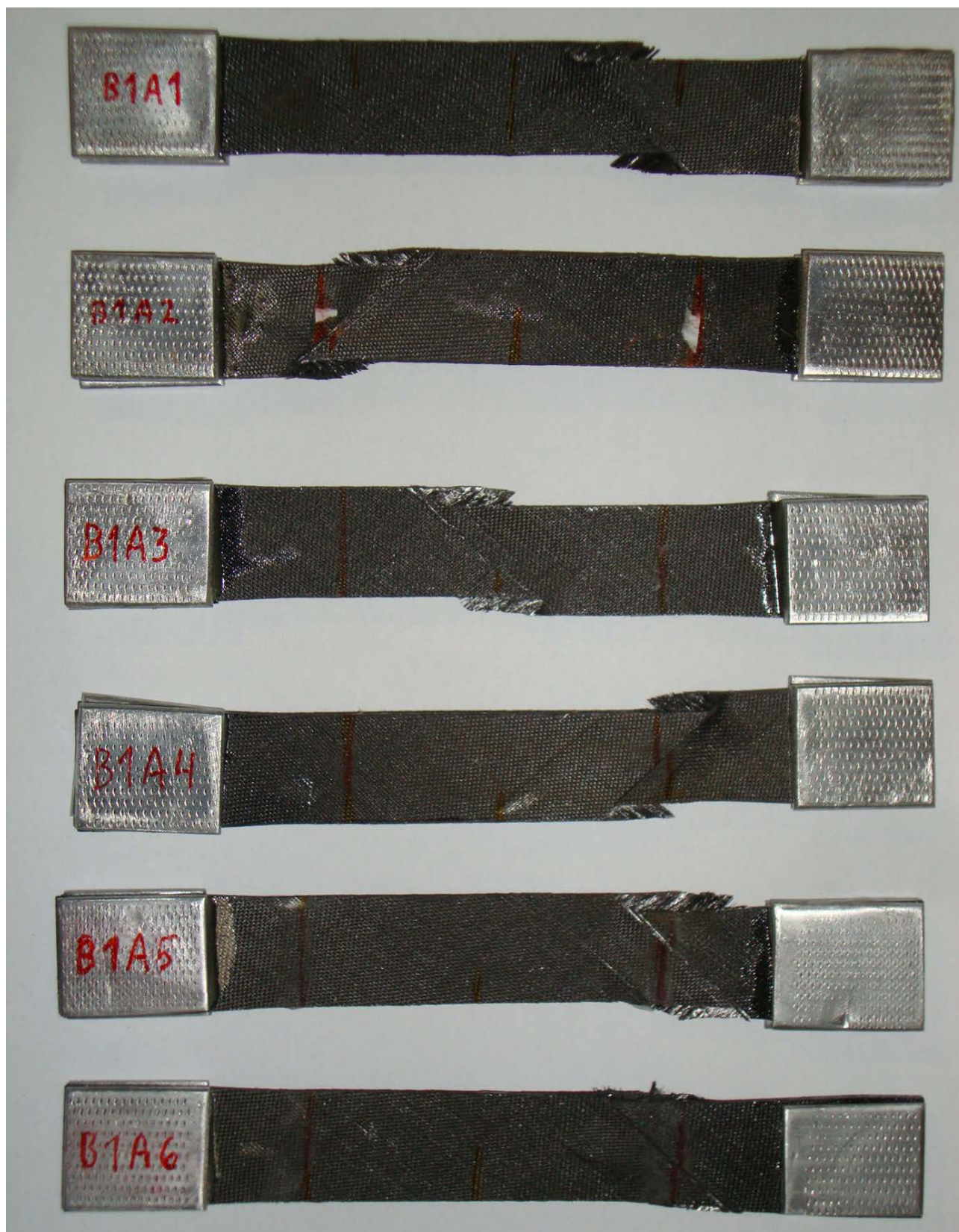


Figura 4.3. Fotografias pós-ensaio de provetes $[(\pm 45^\circ)_3]_s$.

Tabela 4.1. Resumo dos resultados dos ensaios à tracção de provetes $[(\pm 45^\circ)_3]_s$. A codificação dos provetes é a da figura 4.3.

Proвете	G_{12} [GPa]	τ_{u12} [MPa]	τ_{M12} [MPa]
B1A1	3,969	53,62	109,3
B1A2	3,986	52,55	111,2
B1A3	4,684	59,38	109,4
B1A4	4,794	57,95	106,8
B1A5	4,422	58,39	105,4
B1A6	4,071	58,81	109,7
Média	4,358	55,88	109,2
Desv. Pad. (%)	10,14	5,91	1,68
Amplitude var. (%)	18,92	12,21	4,09

Os resultados resumidos na tabela 4.1 mostram uma dispersão elevada do módulo G_{12} , que se deve certamente ao facto já referido da zona linear das curvas $\tau_{12}-\gamma_{12}$ ser muito pequena. Por seu turno, os valores de τ_{u12} e de τ_{M12} revelaram-se muito consistentes, sendo de destacar a dispersão extremamente baixa de τ_{M12} .

4.2. Ensaio de torção

A figura 4.4 apresenta curvas carga–deslocamento típicas obtidas nos ensaios de torção. Pode-se observar uma zona elástica inicial considerável, seguida de perdas de rigidez causadas certamente por deformações plásticas, e que compensaram o ligeiro aumento de rigidez associado à não-linearidade geométrica (figura 2.18).

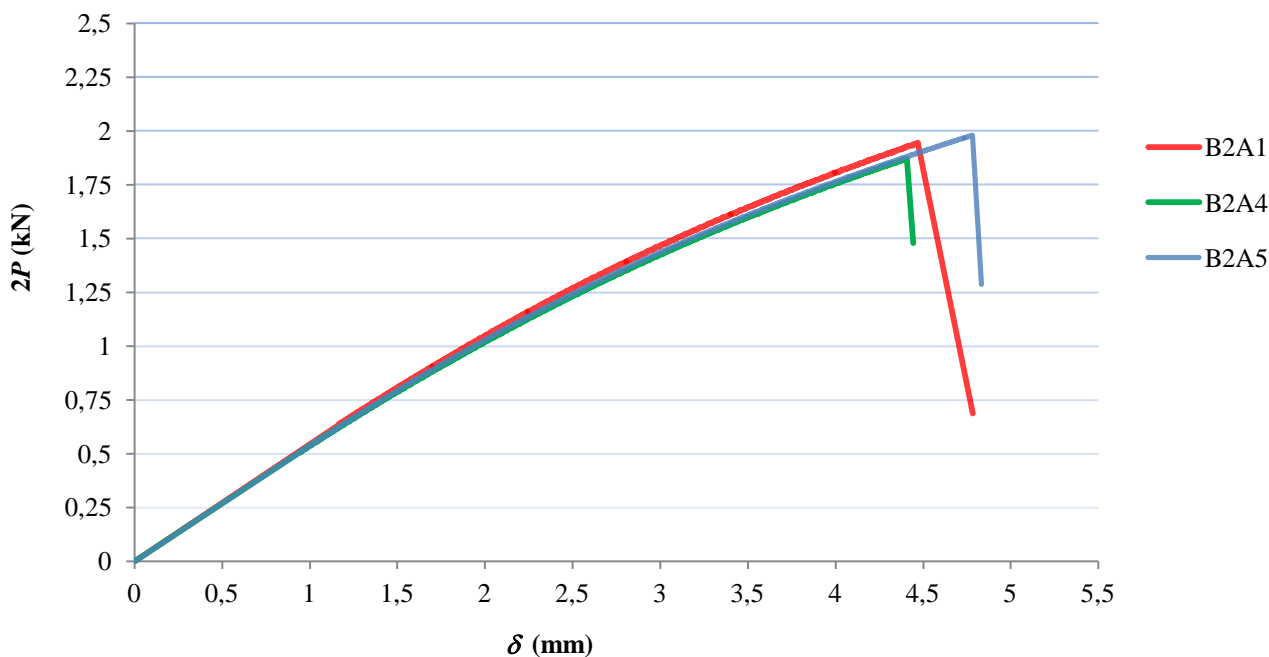


Figura 4.4. Curvas carga-deslocamento obtidas em ensaios de torção.

Como se pode observar nas fotografias de provetes ensaiados (figuras 4.5 a 4.7), a rotura deu-se geralmente ao longo de uma superfície inclinada distante dos pontos de carregamento.

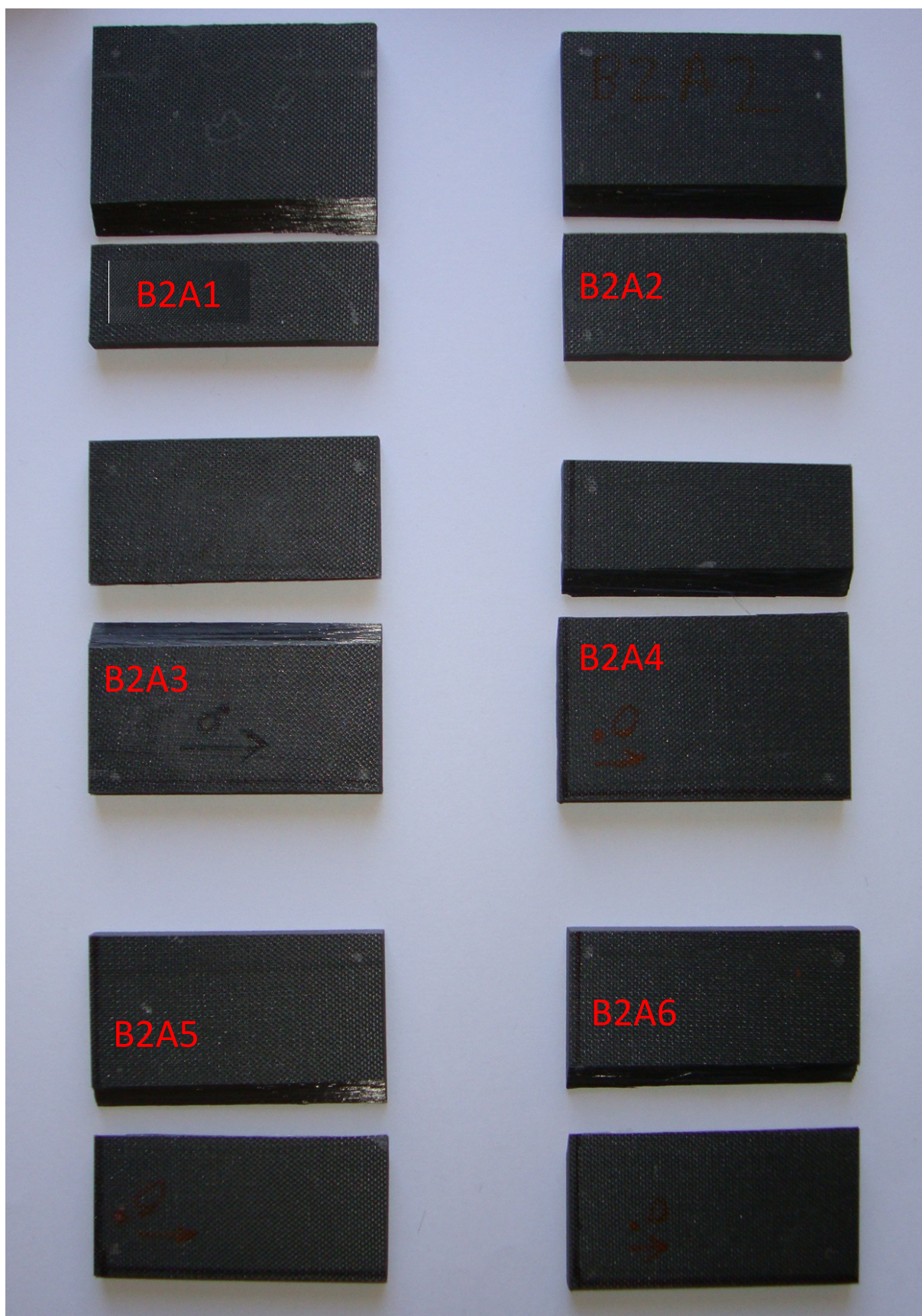


Figura 4.5. Fotografias pós-ensaio dos provetes de torção.

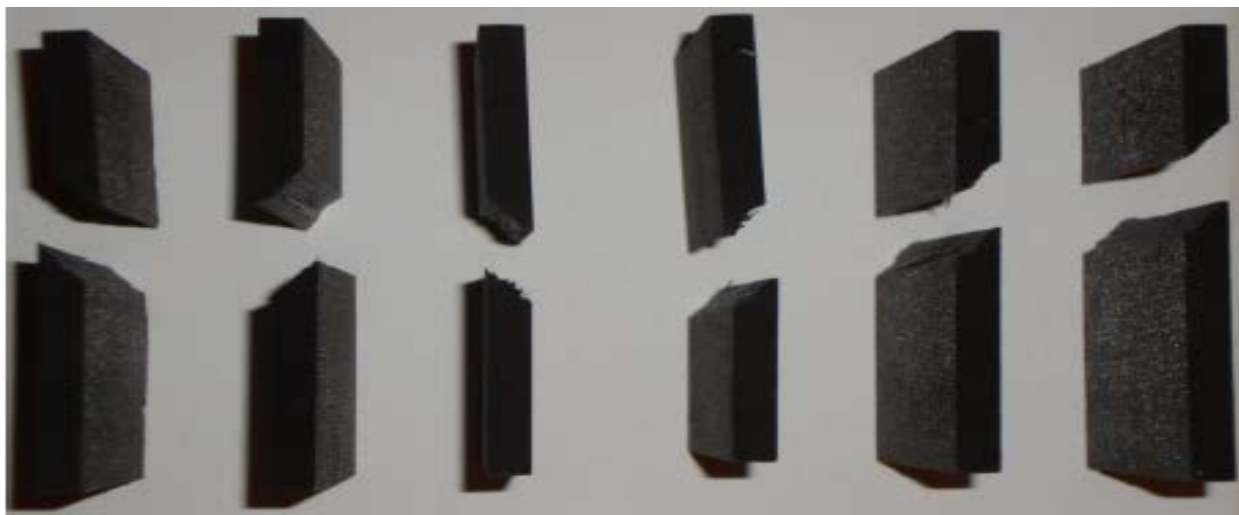


Figura 4.6. Fotografia pós-ensaio dos provetes de torção: vista de lado das partes fracturadas.

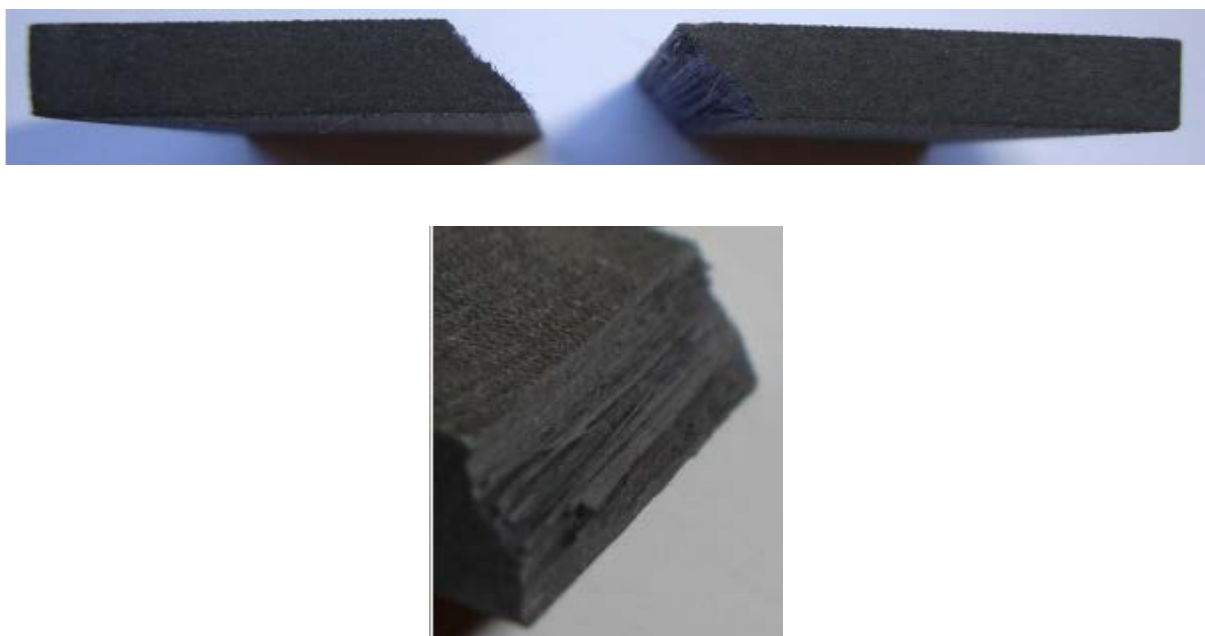


Figura 4.7. Fotografias pós-ensaio de um provete de torção: ampliação em redor da superfície de fractura.

Os resultados estão resumidos na tabela 4.2, onde se constata a baixa dispersão dos valores de G_{12} , cujo valor médio é 10% inferior ao obtido no ensaio de tracção de provetes $[\pm 45^\circ]$ (tabela 4.1). Esta diferença pode explicar-se pelas dificuldades acima referidas na definição da zona linear nestes últimos ensaios, mas também pelo facto dos laminados ficarem após fabrico com finas camadas exteriores ricas em resina. Verifica-se situação análoga no módulo longitudinal E_1 , cujo valor medido à flexão é geralmente inferior ao de tracção [Hodgkinson 2000]. Já quanto às tensões de rotura, definiram-se valores de $\tau_{12}(P)$ e $\tau_{12}(\delta)$ das equações (3.3) e (3.4) em pontos de desvio de linearidade de 1% e 5%, e no ponto

de carga máxima (M). Obviamente, estes valores são apenas indicativos, dado que as deformações plásticas são incompatíveis com a Teoria da Torção. Todavia, verifica-se situação semelhante no ensaio de tracção de provetes $[\pm 45^\circ]$, em que os valores de τ_{u12} resultam da Teoria Clássica dos Laminados. Neste caso, verifica-se que os valores de $\tau_{12,5\%}$ e de $\tau_{12,M}$ são mais conservadores do que os de τ_{u12} e de τ_{M12} da tabela 4.1. Além disso, nota-se uma dispersão particularmente baixa nos valores de $\tau_{12,5\%}$ (tabela 4.2).

Tabela 4.2. Resumo dos resultados dos ensaios de torção. A codificação dos provetes é a da figura 4.5. As tensões de corte $\tau_{12}(P)$ e $\tau_{12}(\delta)$ foram obtidas das equações (3.3) e (3.4) em pontos de desvio de linearidade de 1% e 5%, respectivamente, e no ponto de carga máxima (M).

	G_{12}	$\tau_{12,1\%}(P)$	$\tau_{12,1\%}(\delta)$	$\tau_{12,5\%}(P)$	$\tau_{12,5\%}(\delta)$	$\tau_{12,M}(P)$	$\tau_{12,M}(\delta)$
Proвете	(GPa)	(MPa)	(MPa)	(MPa)	(MPa)	(MPa)	(MPa)
B2A1	4.03	25.5	27.9	37.5	42.6	67.3	86.5
B2A2	3.93	25.6	28.1	36.4	41.4	59.9	74.2
B2A3	3.74	28.1	30.8	36.8	41.8	59.7	75.1
B2A4	3.95	23.3	25.5	34.3	39.0	64.8	83.6
B2A5	3.96	23.8	26.0	36.2	41.1	68.6	91.0
B2A6	3.93	22.7	24.8	35.4	40.2	59.1	73.0
Média	3.92	24.8	27.2	36.1	41.0	63.2	80.6
Desv. Pad. (%)	2.47	8.09	8.13	3.10	3.09	6.67	9.32
Amplitude var. (%)	7.35	21.96	22.10	8.88	8.82	15.05	22.38

Face aos resultados interessantes obtidos neste ensaio, procedeu-se à análise mais rigorosa abaixo descrita.

Capítulo 5. REANÁLISE DO ENSAIO DE TORÇÃO

Face às limitações da análise baseada na Teoria da Torção, recorreu-se novamente às simulações por Elementos Finitos no sentido de caracterizar de forma mais rigorosa o comportamento à torção. Obviamente, tal exigiria ter em conta uma componente de plasticidade. Todavia, não existem actualmente modelos de comportamento plástico bem estabelecidos para laminados compósitos. Logo, avaliou-se a possibilidade de modelar a placa compósita como um material isotrópico. Os resultados de modelos de Elementos Finitos confirmaram que a curva carga-deslocamento da placa compósita de espessura $h = 6$ mm (figura 2.13) era rigorosamente (erro máximo 1.2%) reproduzida quando se admitia elasticidade isotrópica com módulo de corte $G = G_{12}$ e coeficiente de Poisson $\nu = \nu_{12}$.

Daqui surgiu a ideia de determinar a curva τ - γ do material, baseada no modelo de cedência de von Mises, que permitisse boas aproximações às curvas carga-deslocamento experimentais. Em princípio, isto requer um cálculo de optimização complexo. Logo, admitiu-se inicialmente uma aproximação elasto-perfeitamente plástica (figura 5.1), reduzindo a dois os parâmetros a determinar, que são o módulo de corte e a tensão de cedência “equivalentes” G_{eq} e τ_{0eq} , respectivamente.

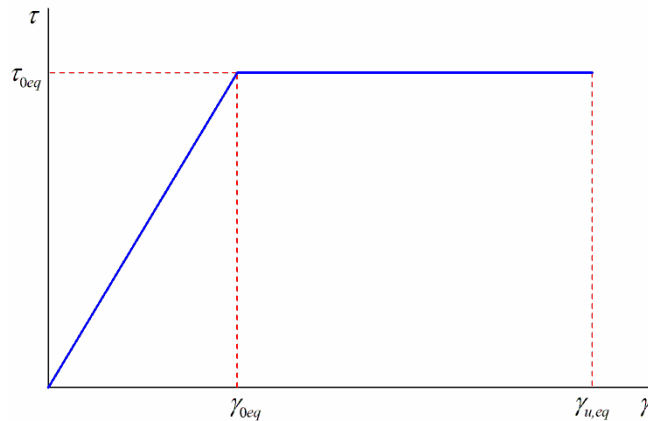


Figura 5.1. Aproximação elasto-perfeitamente plástica usada.

O procedimento iterativo adoptado para obter os parâmetros da aproximação foi o seguinte:

1. Discretização das curvas carga-deslocamento em pontos $(P, \delta)_j$ separados de aproximadamente 0.25 mm, incluindo obrigatoriamente o ponto de rotura (P_u, δ_u) ;
2. Admitir na iteração i um valor para a tensão de cedência equivalente $(\tau_{0eq})_i$
3. Determinar o valor de $(G_{eq})_i$ que permite ajustar o ponto de rotura usando o método iterativo da secante, ou seja,

$$(G_{eq})_i^{k+2} = (G_{eq})_i^{k+1} - (F_u)^{k+1} \frac{(G_{eq})_i^{k+1} - (G_{eq})_i^k}{(F_u)^{k+1} - (F_u)^k} \quad (5.1)$$

sendo

$$(F_u)^k = [P(\delta_u)]_{EF}^k - (P_u)_{Exp} \quad (5.2)$$

a função de diferença entre a carga prevista pelo modelo de Elementos Finitos e a carga de rotura experimental.

Obter no final deste passo o resíduo da aproximação

$$R_i = \sum_j (P_{EF} - P_{Exp})_j^2 \quad (5.3)$$

4. Iterar em $(\tau_{0eq})_i$ até se detectar a proximidade de um mínimo de R
5. Construir um polinómio de interpolação

$$R = A_0 + A_1 \tau_{0eq} + A_2 \tau_{0eq}^2 + A_3 \tau_{0eq}^3 + A_4 \tau_{0eq}^4 \quad (5.4)$$

e determinar o valor de τ_{0eq} que minimiza R . Para isso resolver pelo método de Newton-Raphson a equação cúbica $dR/d\tau_{0eq} = 0$.

6. Construir um polinómio de interpolação

$$G_{eq} = B_0 + B_1 \tau_{0eq} + B_2 \tau_{0eq}^2 + B_3 \tau_{0eq}^3 + B_4 \tau_{0eq}^4 \quad (5.5)$$

e determinar o valor de G_{eq} correspondente ao τ_{0eq} obtido no passo anterior.

7. Verificar o valor do resíduo R numa simulação por Elementos Finitos com os valores de G_{eq} e τ_{0eq} obtidos.

Nesta fase, os modelos de Elementos Finitos foram construídos com elementos lineares de integração reduzida C3D8R de modo a garantir convergência (figura 5.2). Além disso, para além dos *connector elements* acima referidos, não se considerou comportamento plástico dos elementos mais próximos das esferas de carregamento. Variando a zona de elementos nestas condições até a um máximo de 5 mm em redor das esferas, verificou-se que esta simplificação não influenciava a curva carga-deslocamento prevista. O rigor dos resultados foi também assegurado por um maior refinamento da malha e pela utilização de vários pontos de Gauss na direcção da espessura de cada elemento.

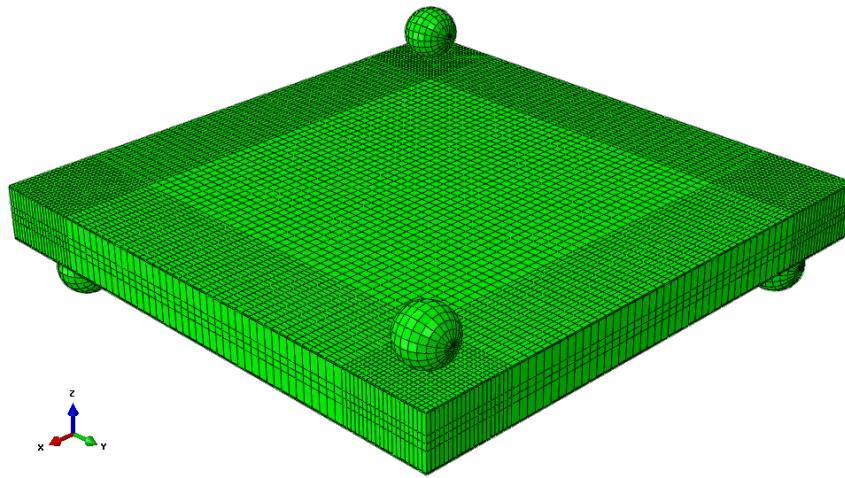


Figura 5.2. Modelo de Elementos Finitos usado com a aproximação elasto-plástica da figura 5.1.

A figura 5.3 mostra que as aproximações às curvas carga-deslocamento obtidas foram bastante boas, estando os parâmetros da aproximação resumidos na tabela 5.1. Verifica-se que os parâmetros são muito consistentes, incluindo naturalmente módulos algo inferiores aos obtidos na zona linear das curvas experimentais (figura 4.4 e tabela 4.2). Também é interessante notar que

- as tensões τ_{0eq} se aproximam dos valores de $\tau_{12,5\%}$ da tabela 4.2, que correspondem já a um desvio significativo de linearidade;
- as deformações obtidas no ponto de rotura $\gamma_{u,eq}$ (%) são bastante pequenas, sobretudo quando comparadas com as medidas no ensaio de tracção de provetes $[\pm 45^\circ]$ (figura 4.1), que, como se viu no capítulo 1.2, são manifestamente artificiais.

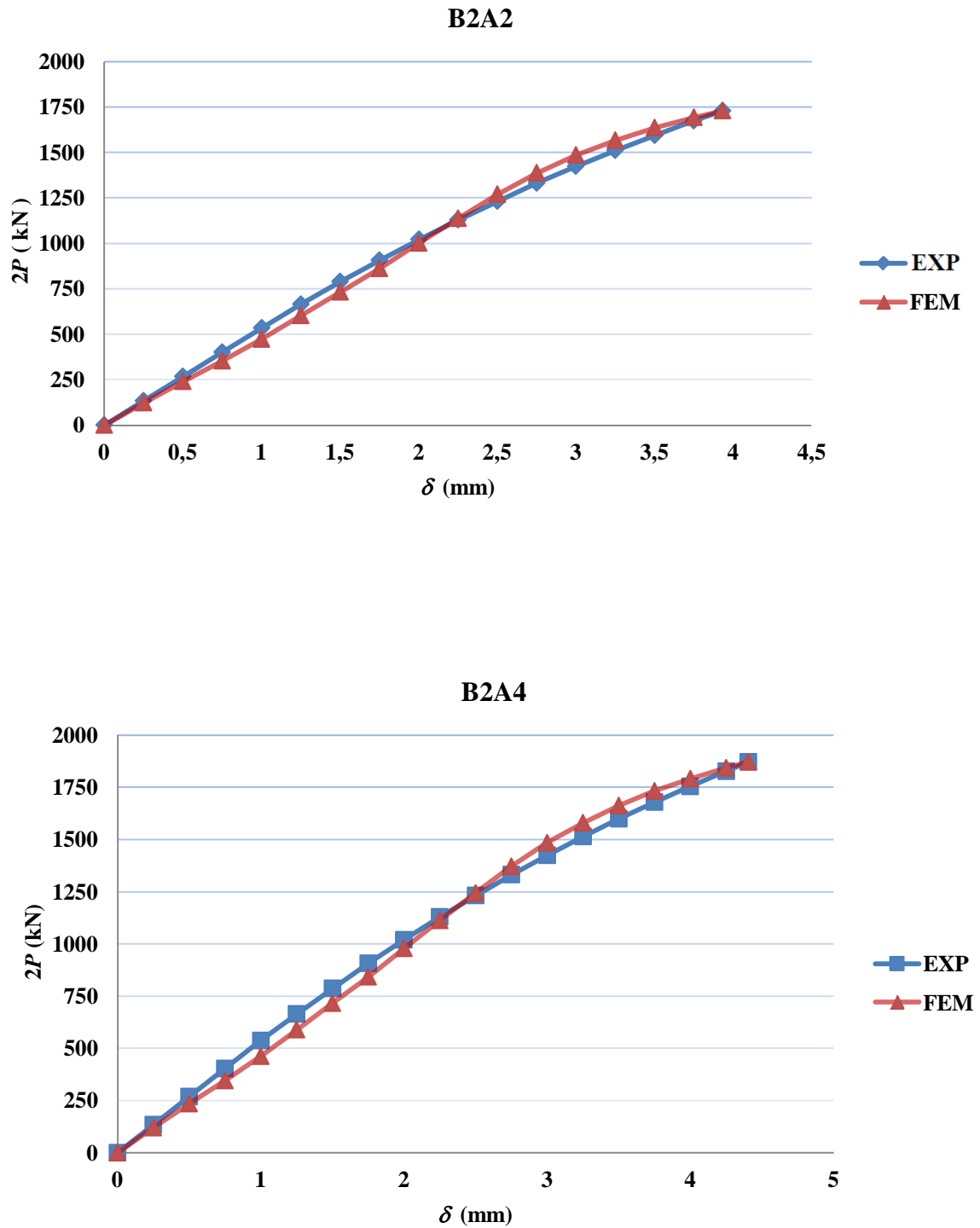


Figura 5.3. Exemplos de curvas carga-deslocamento previstas com a aproximação aqui descrita, e comparadas com curvas experimentais.

Tabela 5.1. Parâmetros de aproximação obtidos para os provetes ensaiados.

Proвете	G_{eq} (GPa)	τ_{0eq} (MPa)	$\gamma_{u,eq}$ (%)
B2A1	3.60	46.25	2.19
B2A2	3.58	41.97	1.93
B2A3	3.45	40.27	1,96
B2A4	3.50	44.74	2.16
B2A5	3.52	45.15	2.20
B2A6	3.58	41.54	1.89
Média	3.54	43.32	2.05
Desv. Pad. (%)	1.68	5.49	6.94
Amplitude var. (%)	4.40	13.81	15.02

Portanto, apesar das limitações desta análise, os resultados dão, muito provavelmente, uma visão mais realista do comportamento ao corte do que os ensaios de tracção de provetes $[\pm 45^\circ]$, sobretudo se se considerar o estado da arte na caracterização do comportamento ao corte. Logo, o ensaio de torção pode servir de base à caracterização tendo em vista a obtenção de aproximações conservadoras para cálculos de Engenharia.

Capítulo 6. CONCLUSÕES

Os resultados do estudo numérico e experimental realizado neste trabalho permitem tirar as seguintes conclusões principais:

- Para além das limitações bem conhecidas na medição da resistência ao corte, os ensaios de tracção de laminados $[\pm 45^\circ]$ não parecem ser uma boa solução para medir o módulo de corte, pois a zona linear inicial é muito limitada. Além disso, este ensaio exige medição de deformações em duas direcções.
- O ensaio de torção de laminados unidireccionais, mesmo com as placas espessas aqui usadas para evitar não-linearidade geométrica excessiva até à rotura, fornece valores muito consistentes e conservadores do módulo de corte G_{12} . Este pode ser obtido a partir de uma equação da Teoria da Torção, se bem que a análise por Elementos Finitos seja um pouco mais rigorosa.
- As curvas carga-deslocamento experimentais podem ser bem aproximadas por modelos de placas isotrópicas com comportamento elasto-plástico de von Mises. Na realidade, esta abordagem resulta em valores de tensões e deformações de rotura que dão uma visão mais realista do comportamento ao corte da camada.

Obviamente, estas conclusões aplicam-se ao material carbono/epóxico aqui estudado. Este trabalho reforça a necessidade de mais estudos numéricos e experimentais, incidindo por exemplo:

- na caracterização do comportamento ao corte e à torção de outros materiais compósitos;
- na realização de outros tipos de ensaios de corte, nomeadamente o ensaio Iosipescu e o ensaio de corte em calha de provetes entalhados “*V-notched rail shear*”;
- no recurso a modelos de comportamento plástico de materiais compósitos que venham a estar disponíveis futuramente para analisar os resultados dos ensaios de corte;
- no desenvolvimento de novos métodos de ensaio.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [Adams e outros 2003] D. O. Adams, J. M. Moriarty, A. M. Gallegos, D. F. Adams. Development and Evaluation of the V-Notched Rail Shear Test for Composite Laminates. DOT/FAA/AR-03/63, Office of Aviation Research, 2003.
- [Adams 2010] D.F.Adams. Shear test methods: Iosipescu vs. V-Notched Rail.
<http://www.compositesworld.com/articles/shear-test-methods-iosipescu-vs-v-notched>.
- [Davalos e outros 2002] J. F. Davalos, P. Qiao, J. Wang, H. Salim, J. Schlusell. Shear moduli of structural composites from torsion tests. Journal of Composite Materials 36 (2002) 1151-1173.
- [Dickson e outros 1995] T. Dickson, M. Munro, S. Lee. Selection of an in-plane shear test method based on the shear sensitivity of laminate tensile modulus. Composites 26 (1995) 17-24.
- [Gibson 2007] R. F. Gibson. Principles of Composite Materials Mechanics. CRC, 2007
- [Hodgkinson 2000] J. M. Hodgkinson. Mechanical testing of advanced fibre composites. Woodhead Publishing Ltd, 2000.
- [Hussain e Adams 2004] A. K. Hussain, D. F. Adams. Experimental evaluation of the Wyoming-modified two-rail shear test method for composite materials. Experimental Mechanics 44 (2004) 354-364.
- [Moura e outros 2008] M. F. Moura, A. B. Morais, A. G. Magalhães. Materiais compósitos: materiais, fabrico e comportamento mecânico. Publindústria, 2008.
- [Morais e Pereira 2007] A. B. de Morais, A. B. Pereira. Application of the effective crack method to mode I and mode II interlaminar fracture of carbon/epoxy unidirectional laminates. Composites Part A (2007) 785-794.

- [Neves 2009] V. L. V: Neves. Comportamento mecânico de compósitos com aplicações navais. Dissertação de Mestrado Integrado em Engenharia Mecânica. Universidade de Aveiro, 2009.
- [Odegard e Kumosa 2000] G. Odegard, M. Kumosa. Determination of shear strengths of unidirectional composite materials with the Iosipescu and 10° off-axis shear tests. *Composites Science and Technology* 60 (2000) 2917-2943.
- [Pierron e Vautrin 1997] F. Pierron, A. Vautrin. Measurement of the in-plane shear strengths of unidirectional composites with the Iosipescu shear test. *Composites Science and Technology* 57 (1997) 1653-1660.
- [Reinhart 1988] T. J. Reinhart. In: *Engineered Materials Handbook, Volume 1, Composites*. ASM International, Metals Park Ohio 44073, 1988.
- [Totry e outros 2010] E. Totry, J. M. Molina-Aldareguía, C. González, J. Llorca. Effect of fiber, matrix and interface properties on the in-plane shear deformation of carbon-fiber reinforced composites. *Composites Science and Technology* 70 (2010) 970–980.
- [Timoshenko e Goodier 1970] S.P. Timoshenko, J. N. Goodier. *Theory of Elasticity*. McGraw-Hill, 1970.
- [Suemasu 1999] H. Suemasu. An experimental method to measure the mode III interlaminar fracture toughness of composite laminates. *Composit Science and Technology* 59 (1999) 1015–1021.
- [Wyoming Test Fixtures, Inc. 2011] “V-notched rail shear test fixture (ASTM D 7078)”, < <http://www.wyomingtestfixtures.com/Products/a2.htm> >. (16 Agosto, 2011)